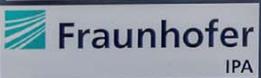


ULRICH JOHANNES SCHNEIDER

Untersuchung von modellbasierter Fehlerkompensation und erweiterter Positionsregelung zur Genauigkeitssteigerung von roboterbasierten Zerspanungsprozessen



Universität Stuttgart



Fraunhofer

IPA

STUTTGARTER BEITRÄGE ZUR PRODUKTIONSFORSCHUNG BAND 60

Herausgeber:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Alexander Verl

Univ.-Prof. a. D. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. mult. Engelbert Westkämper

Ulrich Johannes Schneider

**Untersuchung von modellbasierter Fehler-
kompensation und erweiterter Positions-
regelung zur Genauigkeitssteigerung von
roboterbasierten Zerspanungsprozessen**

FRAUNHOFER VERLAG

Kontaktadresse:

Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA, Stuttgart
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart
Telefon 07 11 9 70-00, Telefax 07 11 9 70-13 99
info@ipa.fraunhofer.de, www.ipa.fraunhofer.de

STUTTGARTER BEITRÄGE ZUR PRODUKTIONSFORSCHUNG**Herausgeber:**

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Bauernhansl
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. mult. Alexander Verl
Univ.-Prof. a. D. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. mult. Engelbert Westkämper

Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA, Stuttgart
Institut für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb (IFF) der Universität Stuttgart
Institut für Steuerungstechnik der Werkzeugmaschinen und Fertigungseinrichtungen (ISW)
der Universität Stuttgart

Titelbild:© Fraunhofer IPA, Fotograf: Rainer Bez

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über www.dnb.de abrufbar.

ISSN: 2195-2892

ISBN (Print): 978-3-8396-1123-4

D 93

Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2016

Druck: Mediendienstleistungen des Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB, Stuttgart
Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© by **FRAUNHOFER VERLAG**, 2017

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB
Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart
Telefon 07 11 9 70-25 00
Telefax 07 11 9 70-25 08
E-Mail verlag@fraunhofer.de
URL <http://verlag.fraunhofer.de>

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften. Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

GELEITWORT DER HERAUSGEBER

Produktionswissenschaftliche Forschungsfragen entstehen in der Regel im Anwendungszusammenhang, die Produktionsforschung ist also weitgehend erfahrungsbasiert. Der wissenschaftliche Anspruch der „Stuttgarter Beiträge zur Produktionsforschung“ liegt unter anderem darin, Dissertation für Dissertation ein übergreifendes ganzheitliches Theoriegebäude der Produktion zu erstellen.

Die Herausgeber dieser Dissertations-Reihe leiten gemeinsam das Fraunhofer-Institut für Produktionstechnik und Automatisierung IPA und jeweils ein Institut der Fakultät für Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik an der Universität Stuttgart.

Die von ihnen betreuten Dissertationen sind der marktorientierten Nachhaltigkeit verpflichtet, ihr Ansatz ist systemisch und interdisziplinär. Die Autoren bearbeiten anspruchsvolle Forschungsfragen im Spannungsfeld zwischen theoretischen Grundlagen und industrieller Anwendung.

Die „Stuttgarter Beiträge zur Produktionsforschung“ ersetzt die Reihen „IPA-IAO Forschung und Praxis“ (Hrsg. H.J. Warnecke / H.-J. Bullinger / E. Westkämper / D. Spath) bzw. ISW Forschung und Praxis (Hrsg. G. Stute / G. Pritschow / A. Verl). In den vergangenen Jahrzehnten sind darin über 800 Dissertationen erschienen.

Der Strukturwandel in den Industrien unseres Landes muss auch in der Forschung in einen globalen Zusammenhang gestellt werden. Der reine Fokus auf Erkenntnisgewinn ist zu eindimensional. Die „Stuttgarter Beiträge zur Produktionsforschung“ zielen also darauf ab, mittelfristig Lösungen für den Markt anzubieten. Daher konzentrieren sich die Stuttgarter produktionstechnischen Institute auf das Thema ganzheitliche Produktion in den Kernindustrien Deutschlands. Die leitende Forschungsfrage der Arbeiten ist: Wie können wir nachhaltig mit einem hohen Wertschöpfungsanteil in Deutschland für einen globalen Markt produzieren?

Wir wünschen den Autoren, dass ihre „Stuttgarter Beiträge zur Produktionsforschung“ in der breiten Fachwelt als substanziell wahrgenommen werden und so die Produktionsforschung weltweit voranbringen.

Alexander Verl

Thomas Bauernhansl

Engelbert Westkämper

**Untersuchung von modellbasierter Fehlerkompensation und
erweiterter Positionsregelung zur Genauigkeitssteigerung von
roboterbasierten Zerspanungsprozessen**

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

Vorgelegt von
Ulrich Johannes Schneider
aus Eningen u.A.

Hauptberichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. mult. Alexander Verl
Mitberichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Arnold Kistner
Tag der mündlichen Prüfung: 27. Juli 2016

Institut für Steuerungstechnik der Werkzeugmaschinen und Fertigungseinrichtungen
der Universität Stuttgart

2016

Vorwort des Autors

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer Institut für Produktionstechnik und Automatisierung in Stuttgart.

Besonderer Dank gilt dabei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. mult. Alexander Verl für die Übernahme des Hauptberichts und seine Unterstützung und Beratung während der Arbeit. Auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Arnold Kistner danke ich ganz herzlich für die Übernahme des Mitberichts.

Ebenfalls danken möchte ich meinen Kollegen am Fraunhofer IPA, insbesondere meinem Gruppenleiter Dipl.-Ing. (ETH) Thomas Dietz und meinen Kollegen Julian Ricardo Diaz Posada M.Sc. und Dipl.-Ing. Werner Kraus für viele fruchtbare Diskussionen, gute Zusammenarbeit und hilfreiche Rückmeldungen. Heide Kreuzburg und Luzia Schuhmacher danke ich recht herzlich für Unterstützung in organisatorischen Fragen und bei Korrekturen.

Für die Durchsicht des Manuskripts und viele hilfreiche technische Diskussionen möchte ich mich bei allen Kollegen der Industrierobotik, insbesondere bei Jun.-Prof. Dr.-Ing. Andreas Pott, Dipl.-Ing. Martin Hägele, Dipl.-Ing. Manuel Drust, Dipl.-Ing. Alexander Kuss, Dipl.-Inf. Rebecca Hollmann und Dipl.-Math. techn. Susanne Oberer-Treitz bedanken. Weiterer Dank gilt allen Studenten, die mich in meiner Zeit am Fraunhofer IPA unterstützt haben und die sich mit ihrer Begeisterung für Technik oft über das normale Maß hinaus eingebracht haben.

Ein großer Teil dieser Arbeit entstand im Rahmen des EU-Projektes COMET. Für die fachliche Leitung und Unterstützung möchte ich allen Partnern, insbesondere Dr.-Ing. Christian Meyer danken. Durch seine Mithilfe entstanden die Rahmenbedingungen, die diese Arbeit möglich gemacht haben. Herzlicher Dank gilt auch den Kollegen aus Lund, Björn Olofsson, Olof Sörnmo, Anders Robertsson und Klas Nilsson.

Großer Dank gilt meiner Familie. Ohne die Erziehung, Prägung und Förderung meiner Eltern wäre diese Arbeit in dieser Form nicht möglich gewesen. Meiner Frau Johanna und meinem Sohn Benjamin danke ich von Herzen für ihren Glauben an mich und für die Entbehrungen, die sie durch meine Arbeit erdulden mussten.

Stuttgart, im Dezember 2014

Ulrich Schneider

Kurzinhalt

Produktionssysteme haben sich in den letzten Jahrzehnten stark verändert. Während Mitte des 20. Jahrhunderts der Fokus auf Skaleneffekten durch Massenproduktion lag, werden heute außer geringen Produktionskosten noch weitere Anforderungen an Produktionssysteme gestellt. Produkte werden in einer großen Variantenvielfalt hergestellt, jedes Produkt muss zu einem möglichst großen Grad auf die Bedürfnisse des Kunden abgestimmt werden. Daraus resultierend wird eine hohe Flexibilität und Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen erwartet. Industrieroboter sind ein nützliches Mittel, um verschiedene Prozesse in einer Produktionsanlage umzusetzen. Jedoch wird der Einsatz von Industrierobotern bisher noch durch verschiedene Faktoren begrenzt: Anforderungen an Sicherheit, Programmierung und Genauigkeit schränken beispielsweise das Anwendungsspektrum stark ein. Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der Steigerung der Genauigkeit von Industrierobotern in spanenden Prozessen, mit dem Ziel Roboter für ein breites Anwendungsspektrum zu qualifizieren.

Die Literatur behandelt bereits verschiedene Maßnahmen, um die Genauigkeit von Industrierobotern zu verbessern. Zum einen wird das Roboterverhalten modelliert und zur Kompensation von Abweichungen verwendet. Im Speziellen wird in der Literatur die Vermessung der Kinematik und die Bestimmung von Steifigkeitsparametern zur Kompensation der Abdrängung durch Kräfte am Endeffektor betrachtet. Limitierender Faktor dieser Kompensationen ist jeweils die Güte des identifizierten Modells, welches das Roboterverhalten abbildet. Zum anderen wird zusätzliche Sensorik verwendet, um die Präzision der Positionierung und Bahnführung zu verbessern. Es werden sowohl Sensoren auf Gelenkebene eingesetzt als auch großvolumige Messsysteme verwendet, welche die Pose des Endeffektors im Raum erfassen. Im statischen Fall kann damit eine gute Genauigkeit erzielt werden, jedoch lassen sich mit diesen Mitteln die dynamischen Eigenschaften des Industrieroboters nur marginal beeinflussen, da sie maßgeblich von der Masse, der Steifigkeit und der Reibung bestimmt werden. Schwingungen jenseits der Bandbreite des Roboters können demnach nicht durch die Robotermechanik kompensiert werden.

Aufbauend auf einer systematischen Analyse von Einflussparametern auf den Roboter in spanenden Prozessen werden in dieser Arbeit verschiedene Methoden zur Genauigkeitssteigerung weiterentwickelt. Zunächst wird die Kompensation der Abdrängung des Endeffektors durch Prozesskräfte, als einer der wesentlichen Quellen von Fehlpositionierung, adressiert. Durch einen neuen Ansatz der Beschreibung des Verformungsverhaltens durch

nichtlineare Funktionen in mehreren Freiheitsgraden kann das Roboterverhalten realitätsnäher abgebildet werden. Eine innovative Identifikationsmethode erlaubt die Bestimmung der Modellparameter basierend auf einer breiten Datenbasis. Aus einer Onlinemessung von Kräften und Momenten am Endeffektor und aus dem vorgestellten Modell kann online die Verformung des Roboters berechnet und kompensiert werden.

Um den Fehler beim Zerspanen mit Industrierobotern weiter zu reduzieren, wird eine externe Aktorik eingesetzt, die aufgrund ihrer großen Dynamik Schwingungen jenseits der Bandbreite von Industrierobotern kompensieren kann. In dieser Arbeit wird eine Regelung vorgestellt, die einerseits die genaue Positionierung der Frässpindel durch Piezoaktoren gewährleistet und andererseits eine überlagerte Regelung von Roboter und Aktorik auf Basis einer direkten Positionsmessung des Endeffektors realisiert. Dabei wird der Fehler der relativen Positionierung von Werkstück und Werkzeug sowohl der Robotersteuerung als auch der Aktorik als Rückführgröße zur Verfügung gestellt. Besondere Aufmerksamkeit wird dabei dem eingeschränkten Stellbereich der Aktorik gewidmet.

Zur Qualifizierung und relativen Einordnung der vorgestellten Methoden werden diese zusammen mit einem unkompensierten Roboter in einem produktionsnahen Anwendungsszenario evaluiert. Durch Fräsen von Kreisgeometrien in Stahl und Vermessung auf einer Koordinatenmessmaschine wird die Wirksamkeit der Methoden dargestellt. Abweichungen können auf einen Bereich von $\pm 100 \mu\text{m}$ reduziert werden. Im Vergleich zum unkompensierten Fall kann der durchschnittliche Fehler um 87,4% verringert werden.

Ausgehend von der praktischen Erprobung der Kompensationsmethoden wird die Eignung der Methoden für verschiedene spanende Prozesse dargestellt und analysiert. Dabei werden die Kombination der Methoden und monetäre Aspekte betrachtet.

Die Arbeit schließt mit einem Ausblick auf weitere Entwicklungspotentiale. Dabei wird zum einen die Modellierung und Identifikation der Modellparameter adressiert. Zum anderen werden konstruktive Aspekte der externen Aktorik in Betracht gezogen und Weiterentwicklungen im Bereich der Regelung des gesamten Robotersystems aufgezeigt.

Short summary

During the last decades, production systems have been subject to continuous change. Whereas scale effects of mass production were brought into focus during the middle of the 20th century, costs are not the only requirement on today's manufacturing systems. Products are manufactured in big varieties, each product has to satisfy the specific needs of each customer as good as possible. As a result, production systems need to provide high flexibility and versatility. The deployment of industrial robots is an appropriate way to run different processes in one production cell. However, the usage of industrial robots is limited by different obstacles: Safety, programming and accuracy hamper for example the application of robots in many applications. This work focuses on improving the accuracy of industrial robots in machining in order to qualify robots for a bigger set of applications.

There is already a diverse set of methods available in literature which improve accuracy of industrial robots. On one side, robot behavior is described by means of models and used for compensation. Specifically, the determination of real kinematics and the identification of compliance parameters for the compensation of deflection due to load on the end-effector are addressed. For each of the model, the quality of the models is decisive for the description of robot behavior. On the other side, additional sensing is used in order to improve accuracy of end-effector positioning and path tracking. Both sensors on joint level and large scale measurement systems in order to determine the pose of the end-effector in space, are used. Good accuracies can be achieved in static case, yet the dynamic behavior of industrial robots can hardly be influenced as it is mostly determined by mass, compliance and friction. Oscillations beyond the bandwidth of industrial robots can therefore not be compensated by the robot mechanics.

Based on systematic analysis of influences on robots in machining, different methods are developed in this work in order to improve accuracy. First, compensation of end-effector deflection due to process forces is addressed, as being one of the major influences. A new approach is presented describing the real robot behavior more precisely by usage of non-linear functions in several degrees of freedom. An innovative identification procedure enables parameter identification on a broad database. Derived from the developed model and based on online force/torque measurement, the deflection can be determined and compensated online.

The application of an external actuator system aims to reduce the deviations in robotic machining. The bandwidth of the actuator system exceeds the bandwidth of industrial robots and can therefore compensate for Eigen modes of the robot. This work presents a control approach which guarantees good positioning of the spindle based on piezo actuation and realizes an overall control of robot and actuator system based on direct pose measurement of the end-effector. The error of relative positioning of workpiece and tool is provided both to robot controller and actuator system. Special attention is drawn on the limited work space of the actuator system.

Evaluation of the presented methods together with an uncompensated robot in an industrial use case allows qualification and relative grading. The effectiveness of the methods is revealed in milling a circular geometry in steel and in measuring on a coordinate measurement machine. Deviations can be reduced to $\pm 100 \mu\text{m}$. The mean average error can be reduced by 87,4%.

Based on the practical testing of the compensation methods, the applicability for different machining processes is investigated. The combination of methods is considered and monetary aspects are discussed.

This work finishes with an outlook on further potentials. The modeling is addressed as well as the identification of model parameters. Finally, design aspects of the actuator systems are discussed and further advances on the control of the overall robotic system are outlined.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	ix
Abbildungsverzeichnis	x
Tabellenverzeichnis	xii
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise	2
2 Stand der Technik	4
2.1 Einsatz von Industrierobotern in spanenden Prozessen	4
2.1.1 Roboter in Zerspanungsprozessen	4
2.1.2 Vergleich mit herkömmlichen Bearbeitungsstrategien	6
2.2 Maßnahmen zur Steigerung der Genauigkeit	7
2.2.1 Genauigkeit von Industrierobotern	8
2.2.2 Geometrisches Einrichten durch Zellkalibrierung	8
2.2.3 Verbesserung der Positioniergenauigkeit durch kinematische Kalibrierung	10
2.2.4 Prozessoptimierung durch Kontrolle von Prozesskräften	11
2.2.5 Modellbildung und Identifikation von Steifigkeiten sowie Kompensation der Abdrängung	12
2.2.6 Einfluss, Identifikation und Kompensation von Reibung und Getriebebeispiel	16
2.2.7 Einfluss thermischer Effekte	17
2.2.8 Steigerung der Genauigkeit durch externe Positionsmessung des Endeffektors	18
2.2.9 Externes Aktorsystem zur Kompensation hochfrequenter Einflüsse	22
2.2.10 Alternative Ansätze zur Genauigkeitssteigerung	24
2.3 Modellbasierte Regelung	26
2.3.1 Modellierung von Hysterese	26
2.3.2 Identifikation von linearen Modellen und Beobachterentwurf	28

2.3.3	Optimale Regelung	30
2.4	Überlagerte Regelung für Systeme mit Makro-/Mikroaktuierung	31
2.5	Folgerungen aus dem Stand der Technik und offene Potentiale	32
3	Analyse von Störeinflüssen	34
3.1	Umgebung	36
3.2	Robotermechanik	38
3.3	Signalverarbeitung	43
3.4	Prozess	45
3.5	Zusammenfassung von Störeinflüssen	46
4	Weiterentwicklung zum genauen spanenden Bearbeiten	47
4.1	Modellbasierte Kompensation der Verformung von Industrierobotern	48
4.1.1	Steifigkeitsmodellierung	48
4.1.2	Steifigkeitsidentifikation	50
4.1.3	Korrektur der prozessbedingten Abdrängung	55
4.2	Positionsregelung des Endeffektors durch direkte Messung	57
4.3	Erweiterte Positionsregelung durch hochdynamische externe Kompensation	61
4.3.1	Vorsteuerung durch inverses Hysteresemodell	62
4.3.2	Modellbasierte Positionsregelung der externen Aktorik	66
4.3.3	Überlagerte Regelung von Industrieroboter und externer Aktorik	71
5	Experimentelle Validierung und Analyse am Roboterfräsen	75
5.1	Testszenario zur Validierung erreichbarer Genauigkeiten	75
5.2	Unkompensierter Industrieroboter	80
5.3	Kompensation der Abdrängung	81
5.4	Positionsregelung durch externe Messung	82
5.5	Externe Kompensation	84
5.6	Analyse der Validierung	87
6	Analyse der Anwendung	90
6.1	Schleifen	91
6.2	Bohren	91
6.3	Entgraten	93
6.4	Fräsen	94
6.5	Zusammenfassung und Qualifizierung der Methoden	95
7	Zusammenfassung und Ausblick	96
	Literaturverzeichnis	xiii

Abkürzungsverzeichnis

SISO	Single input single output
SIMO	Single input multiple output
MAE	Mean average error
IR	Industrieroboter
HSS	High speed steel
HSC	High speed cutting
NRMSE	Normalized root mean square error
E/A	Eingang/Ausgang
N4SID	Numerischer Algorithmus zur subspace system identification
MOESP	Numerischer Algorithmus zur multivariable subspace identification
CAD	Computer-aided Design
KMM	Koordinatenmessmaschine

Abbildungsverzeichnis

2.1	Entgratapplikation von Kanten an Tannennutprofilen	5
2.2	Kraftgeregeltes Schleifen mit IR (ABB Robotics 2014)	7
2.3	Absolutgenauigkeit (Pose-Genauigkeit) und Wiederholgenauigkeit (Beyer 2004)	8
2.4	6-achsige Roboterkinematik mit virtuellen Gelenken (Abele, Rothenbücher et al. 2008)	14
2.5	Thermisch bedingte Verformungen	18
2.6	Kamera basierte Triangulation: K-Series (Nikon Metrology 2014b)	19
2.7	Photogrammetrie (Estler, Edmundson et al. 2002)	19
2.8	Laser basierte Punktmessung: Lasertracker (Gooch 1998)	20
2.9	Laser basierte Ebenen- und Winkelmessung iGPS (Wang, Mastrogiacomo et al. 2011)	21
2.10	Serielles Design einer Ausgleichskinematik	24
2.11	Aktorik mit parallelem Design (Schneider, Drust et al. 2013)	24
2.12	Durch parallele Streben verstärkter Industrieroboter	25
2.13	Hystereseeoperator des Prandtl-Ishlinskii Modells (Glaser 2011)	27
2.14	Kalmanfilter zur Zustandsrekonstruktion	30
2.15	Geschlossener Zustandsregelkreis	31
2.16	Mid-Ranging Regelung (Sornmo, Olofsson et al. 2013)	32
3.1	Kategorisierung der Einflüsse auf die Bearbeitungsgenauigkeit	35
3.2	Aufbau zur Messung von Fehlereinflüssen	35
3.3	Einfluss von Störungen aus der Umgebung auf die Roboteranlage	37
3.4	Schwingungen und Kontaktverlust der Zahnflanken	39
3.5	Absatz von 0,4 mm Dicke durch Getriebespiel beim Fräsen in Aluminium . . .	39
3.6	Steifigkeit und Getriebespiel des ersten Gelenks	40
3.7	Position und FFT bei Bewegung im freien Raum in z -Richtung	41
3.8	Position und FFT beim Fräsen in z -Richtung	42
3.9	Position und FFT beim Fräsen in y -Richtung	43
4.1	Aufbau der Versuchszelle	48
4.2	6 Freiheitsgrade der Steifigkeit	49
4.3	Aufbau zur Bestimmung der Verformungsparameter	50

4.4	Rotatorische Steifigkeiten aller sechs Gelenke um die z -Achse	52
4.5	6D-Steifigkeit von Gelenk 4	53
4.6	Validierung des vollständigen Modells	54
4.7	Validierung des reduzierten Modells	55
4.8	Signalfluss vom Sensor bis zur Positionsüberlagerung	56
4.9	Aufbau der Endeffektor-Regelung	60
4.10	Zustände des Zustandsautomaten der TCP-Kommunikation	61
4.11	Kaskadierte Regelung einer Achsrichtung der Aktorik	62
4.12	Hystereseeffekt der Piezoaktoren am Beispiel der x -Achse	63
4.13	Fehler des GPI-Modells am Beispiel der x -Achse	64
4.14	Validierung des GPI-Modells	65
4.15	Verbleibender Fehler der Positionierung	65
4.16	Bodediagramm des SIMO-Modells	68
4.17	Bodediagramme zur Modellidentifikation	69
4.18	Definition der Koordinatensysteme mit der Space-Probe des K600	71
4.19	Messrauschen bei der Berechnung des Ursprungs des Koordinatensystems . .	72
4.20	Mid-Ranging Regelung	72
4.21	Systematische Darstellung der beteiligten Steuerungseinheiten	73
5.1	Eine Kreisgeometrie zur Evaluierung	76
5.2	Fräswerkzeug für die Zerspanung von Stahl bei hohen Drehzahlen	77
5.3	Aufnahme der Kreisgeometrie durch Videocheck HA40	78
5.4	Nomineller und auf der KMM gemessener Kreis: unkompensiert	79
5.5	Prozesskraft beim Fräsen im Volleingriff	80
5.6	Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis: unkompensiert	80
5.7	Validierung der Abdrängungskompensation	81
5.8	Verlauf des Korrektursignals: Verformungskompensation	81
5.9	Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis: Abdrängungskompensation . . .	82
5.10	Nomineller und gemessener Kreis: Positionsregelung	83
5.11	Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis: Positionsregelung	83
5.12	Folgeverhalten der externen Aktorik	84
5.13	Abweichung von der Sollposition beim Fräsen	85
5.14	Frequenzanalyse des kartesischen Fehlers	86
5.15	Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis beim Fräsen mit externer Aktorik	87
5.16	Oberflächenprofile der gefrästen Kreise gemessen mit Mahr M400/SD26 . . .	88

Tabellenverzeichnis

3.1	Zusammenfassung der statischen und dynamischen Effekte beim Roboterfräsen	46
4.1	Identifizierte Parameter des GPI-Modells	64
5.1	Zusammenfassung der erreichten Genauigkeiten beim Roboterfräsen	89
6.1	Eignung der vorgestellten Methoden der Genauigkeitssteigerung für Zerspansprozesse	95

1 Einleitung

Produktionssysteme wandeln sich im Laufe der Zeit und stellen damit immer wieder neue Anforderungen an Produktionsmittel und Mitarbeiter. Zur Zeit der Massenproduktion Anfang des 20. Jahrhunderts wurde nur eine Ausführungsvariante eines Produktes produziert und alle Produktionsmittel wurden auf diese Variante hin optimiert. Heute jedoch gibt es von einem Produkt viele verschiedene Varianten. Es reicht nicht mehr aus, wenn Produktionsmittel eine einzige Variante wirtschaftlich produzieren können, sie müssen verschiedene Varianten gleichzeitig oder zumindest mit geringem Rüstaufwand produzieren können. Nach Hu wird dieser Trend in der nahen Zukunft durch die Personalisierung weiter verstärkt werden (Hu 2013). Statt wählbaren Modulen wird der Kunde in Zukunft ein auf ihn individuell abgestimmtes Produkt erhalten, das auf die spezifischen Maße und Anforderungen angepasst wird. Flexibilität ist daher eine Kernanforderung an Produktionssysteme geworden und kann sich entscheidend auf die Wettbewerbsfähigkeit von Unternehmen auswirken. Durch globale Vernetzung und globale Märkte steigt darüber hinaus, besonders in Hochlohnländern, der Kostendruck. Die Kombination von Flexibilität und Kosteneffizienz wird die zentrale Herausforderung für Produktionssysteme der Zukunft werden um im globalen Markt mit individuellen Anforderungen zu bestehen.

1.1 Problemstellung

Industrieroboter (IR) bieten durch ihre Orientierungsfähigkeit, ihre generische Bauweise und die geringen Investitionskosten ideale Voraussetzungen für flexible und kosteneffiziente Produktion (Stein und Weigold 2006). Jedoch sind die Einsatzbereiche der IR noch durch verschiedene Faktoren eingeschränkt. Der Aufwand für Programmierung erschwert die Inbetriebnahme und limitiert die Flexibilität und Wandlungsfähigkeit (Pan, Polden et al. 2012, SMErobotics: EU/FP7 2014). Die Bauweise begrenzt den Arbeitsraum und die mechanische Ausgestaltung begrenzt die Bandbreite und Steifigkeit von Industrierobotern (Márton und Lantos 2009, Mustafa, Tao et al. 2010, Oh 2011, Erkaya 2012). Zusammen mit der Steuerungs- und Regelungstechnik bestimmt die Robotermechanik einen weiteren wichtigen Faktor: Die Positioniergenauigkeit. Nicht für alle Applikationen ist die Positioniergenauigkeit von IR als kritisch anzusehen, jedoch kann eine Vielzahl an Aufgaben aufgrund der begrenzten Positioniergenauigkeit nicht von IR übernommen werden (Abele und Wei-

gold 2007a, Puzik 2011). Stattdessen werden spezialisierte Maschinen eingesetzt, die nur für einen spezifischen Prozess einsetzbar sind und hohe Investkosten aufweisen.

Die Limitierung von IR durch fehlende Genauigkeit weist die International Federation of Robotics deutlich durch die Statistik aus (IFo 2014). Wohingegen 72,7% der IR für Aufgaben wie Handling und Schweißen eingesetzt werden, in denen die Genauigkeit nur eine untergeordnete Rolle spielt, werden nur 2,0% aller IR für anspruchsvolle Aufgaben wie Zerspanung oder andere Bearbeitungsprozesse eingesetzt. In diesen Prozessen spielt die Genauigkeit eine große Rolle. Allein in der Europäischen Union setzen 417 700 Firmen jährlich 863,7 Milliarden Euro durch Metallverarbeitung um (Office for Official Publications of the European Communities 2009). Über 70% dieses Umsatzes werden mit Zerspanung erzielt. Der Bedarf und der Markt für die Zerspanung mit IR ist somit gegeben, allein die Eignung der IR für diese Prozesse wird in Frage gestellt (DeVlieg, Sitton et al. 2002).

In einigen Bearbeitungsprozessen kommen IR vereinzelt zum Einsatz. Bei der Bearbeitung von Stein haben sich Roboter als vorteilhaft herausgestellt. Etabliert sind IR bereits beim sogenannten Gussputzen, beim Entgraten von Gussteilen (Jonsson, Stolt et al. 2013). Während IR noch selten zum Fräsen aus Vollmaterial eingesetzt werden, bohren und nieten IR Flugzeugteile bereits seit über 10 Jahren (DeVlieg, Sitton et al. 2002, DeVlieg und Szallay 2010b, DeVlieg 2010, DeVlieg und Szallay 2010a).

Industrieroboter sind bei der spanenden Bearbeitung einer Vielzahl von Einflüssen ausgesetzt, die zu einer Fehlpositionierung des Endeffektors führen. In den letzten zehn Jahren wurden verschiedene Verfahren entwickelt, die punktuell Fehlereinflüsse adressieren und Verbesserungen bewirken. Jedoch fehlt bisher zum einen bislang eine relative Einordnung der bestehenden Verfahren, zum anderen werden einige Fehlereinflüsse wie beispielsweise Schwingungen des Roboters nicht ausreichend betrachtet.

1.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

In der vorliegenden Arbeit werden bestehende Methoden zur Genauigkeitssteigerung weiterentwickelt, darüber hinaus werden neue Methoden vorgestellt, um online Fehler mit hoher Dynamik zu kompensieren. Basierend auf einer Analyse der Einflüsse auf das Prozessergebnis werden die wesentlichen Einflussfaktoren adressiert. Eine neuartige Modellierung des Verformungsverhaltens von Industrierobotern ermöglicht die realitätsnahe Vorhersage der Verformung und darauf aufbauend die Kompensation von Verformungseffekten. Auch Spieleffekte werden dabei betrachtet. Neben statischer Verformung spielen Schwingungen für die Positioniergenauigkeit auf einer Bahn eine große Rolle. Externe Messung des Endeffektors ermöglicht die Regelung der Endeffektorposition. Die Verbesserung der Genauigkeit durch Positionsregelung beschränkt sich nicht auf die Modellierung einzelner Effekte und ist in der Lage alle auftretenden Effekte am Wirkpunkt auszuregulieren. Die Schwingungen

von Robotern trotz zusätzlicher Regelung eine große Rolle, da die Dämpfung der Eigenschwingungen nicht ausreicht und die Bandbreite von Robotern aufgrund ihrer mechanischen Eigenschaften beschränkt ist. Aus diesem Grund wird die Regelung um ein weiteres dynamisches Positioniersystem ergänzt, das das Werkzeug aktiv positioniert und damit auf dieselbe Zielgröße wirkt wie der Roboter: Den relativen Abstand von Werkstück und Werkzeug. Eine erweiterte, synchrone Regelung beider Systeme, des Roboters und des Positioniersystems, reduziert den Einfluss von Roboterschwingungen auf das Prozessergebnis, da das dynamische Positioniersystem die Schwingung des Roboters spiegelt und damit der relative Abstand von Werkstück und Werkzeug konstant bleibt.

Der Fokus der Arbeit liegt auf kleinen Bauteilen bis zu Abmaßen von 500 x 500 x 500 mm³. Eine experimentelle Untersuchung der Leistungsfähigkeit der Ansätze erlaubt zum einen den quantitativen Vergleich der Ansätze und ermöglicht zum anderen eine Einschätzung der Anwendbarkeit der Ansätze für verschiedene spanende Bearbeitungsprozesse. Die Arbeit ist in folgende Abschnitte gegliedert:

- *Kapitel 2: Stand der Technik*

In diesem Kapitel werden bestehende Verfahren aufgezeigt und erläutert. Davon werden weitere Potentiale und offene Punkte abgeleitet.

- *Kapitel 3: Umfassende Analyse von Störeinflüssen beim Zerspanen mit Industrierobotern*

Eine umfassende Analyse der Einflussfaktoren beim Zerspanen mit Industrierobotern stellt die Grundlage für die davon abgeleiteten Maßnahmen dar. Einbezogen werden dabei die Umgebung, die Robotermechanik, die Robotersteuerung und der Zerspanungsprozess.

- *Kapitel 4: Adaption zum hochgenauen spanenden Bearbeiten mit Industrierobotern*

Aufbauend auf Kapitel 4 werden hier die zentralen Methoden zur Genauigkeitssteigerung weiterentwickelt und neue Methoden zur Genauigkeitssteigerung durch online-Kompensation vorgestellt. Die Ansätze sind modular aufgebaut, sodass sie kombiniert und auf die entsprechenden Applikationen zugeschnitten werden können.

- *Kapitel 5: Experimentelle Validierung am Roboterfräsen*

Die experimentelle Validierung der verschiedenen Verfahren am Fräsprozess durch eine repräsentative Geometrie erlaubt den Vergleich der Methoden und damit auch die Qualifizierung der Methoden für verschiedene Zerspanungsprozesse und Applikationen.

- *Kapitel 6: Zusammenfassung und Ausblick*

Abschließend werden die erreichten Ergebnisse zusammengefasst und ein Ausblick auf weitere Entwicklungspotentiale gegeben.

2 Stand der Technik

2.1 Einsatz von Industrierobotern in spanenden Prozessen

Industrieroboter weisen durch ihre flexiblen Einsatzmöglichkeiten, ihre gute Orientierungsfähigkeit, ihren großen Arbeitsraum und ihre einfache Automatisierbarkeit gewichtige Vorteile gegenüber traditionellen Bearbeitungsanlagen auf. Jedoch treten bei Zerspanungsaufgaben auch Schwächen zu Tage, die zu einer drastischen Qualitätsreduktion im Vergleich zu herkömmlichen Bearbeitungsanlagen führen. Shiakolas und Conrad beschreiben und strukturieren diese Schwächen und gehen auf deren Einflüsse ein (Shiakolas, Conrad et al. 2002, Conrad, Shiakolas et al. 2000). Mit Einschränkungen werden jedoch auch heute schon verschiedene Zerspanungsaufgaben durch IR gelöst (siehe Kapitel 2.1.1). Mit intelligenter Steuerung und Regelung von IR ist es darüber hinaus möglich, das Roboterverhalten soweit zu verbessern, dass sie für ein breiteres Aufgabenspektrum eingesetzt werden können. Die Projekte COMET und ADVOCUT adressieren diese Thematik und erarbeiten verschiedene Maßnahmen zur Genauigkeitssteigerung (COMET: EU/FP7 2013, Abele und Weigold 2007b). Die in der Fachliteratur zur Verfügung stehenden Methoden zur Verbesserung des Roboterverhaltens werden in diesem Kapitel strukturiert und analysiert.

2.1.1 Roboter in Zerspanungsprozessen

Bedingt durch ihren mechanischen Aufbau und ihr Positionierverhalten eignen sich IR für manche Zerspanungsprozesse besser und für andere schlechter. Prozesse, die eine gute Orientierungsfähigkeit erfordern und gleichzeitig eine schlechte Zugänglichkeit aufweisen, eignen sich gut für IR, da IR hier ihre Vorteile gegenüber herkömmlichen Anlagen ausspielen können. IR bieten sich besonders dann als Lösungen für Zerspanung an, wenn nur geringe Kräfte zu erwarten sind und keine engen Toleranzen gefordert werden.

Das Entgraten von Gussteilen eignet sich aufgrund seiner typischerweise kleinen Prozesskräfte und seiner geringen Genauigkeitsanforderungen gut für IR. Der große Arbeitsraum von IR und die gute Orientierungsfähigkeit ermöglichen die Bearbeitung eines großen Bauteilspektrums. Darüber hinaus entfällt der bei Werkzeugmaschinen notwendige kompli-



Abbildung 2.1: Entgratapplikation von Kanten an Tannennutprofilen

zierte Einlegevorgang der mitunter schweren und schwierig zu handhabenden Werkstücke. Abbildung 2.1 zeigt eine typische Entgratapplikation im Kontext von Dampfturbinen. Das Versuchswerkstück stellt einen Ausschnitt aus einer Dampfturbinenwelle dar. In die darin enthaltenen Tannennuten werden im nachgelagerten Prozessschritt die Turbinenschaufeln eingelassen. Zuvor müssen allerdings die Tannenprofile an den Enden der Nut entgratet und verrundet werden, um das Einsetzen der Turbinenschaufeln zu ermöglichen und um Spannungen im Material zu minimieren. Dies findet unter unterschiedlichen Orientierungen des Werkzeugs und unter schwieriger Zugänglichkeit statt. Aufgrund dieser schwierigen Prozessbedingungen in Kombination mit den großen Werkstücken (Durchmesser der Turbinenwellen bis zu 3 m) ist der Einsatz von IR vorteilhaft. Manuelles Entgraten oder der Einsatz einer entsprechenden Werkzeugmaschine stellen sich dabei als kostenintensiver als der Einsatz einer Roboteranlage dar. Auch im Kontext von Bauteilen aus dem Bereich Flugzeugbau können IR ihre Vorteile in Entgratapplikationen ausspielen. Jonsson beschreibt eine Applikation, bei welcher der Arbeitsraum von IR an großen Bauteilen ausgenutzt wird (Jonsson, Stolt et al. 2013). Durch Kraftregelung wird hier eine Leistungssteigerung gegenüber Standardindustrierobotern erzielt. Auch Dumas und Pischan adressieren die Genauigkeit im Entgratprozess (Dumas, Boudelier et al. 2011, Pischan 2013). Durch gezielte Auswahl der Lage des Werkstücks, durch Verwendung von Steifigkeitsmodellen und der geeigneten Wahl von Werkzeugen und Prozessparametern werden die Abweichungen beim Entgraten reduziert und die Qualität verbessert.

Den wichtigsten Bearbeitungsprozess mit IR stellt das Bohren dar. In der Luftfahrtindustrie ist der Bedarf an Bohranlagen durch die Vielzahl an Nietverbindungen hoch. Bedingt

durch die Abmessungen der Flugzeugteile werden Bohranlagen mit großem Arbeitsraum benötigt. Auch Flexibilität bei der Wahl der Orientierung ist erforderlich und begünstigt damit den Einsatz von IR. Es kommen aufwändige Endeffektoren zum Einsatz, um den Bohrprozess in einem Schritt mit dem nachfolgenden Nietprozess zu kombinieren und um damit die Taktzeit angesichts der Vielzahl an Nietverbindungen zu minimieren (DeVlieg, Sitton et al. 2002). Da IR jedoch nicht standardmäßig die von der Luftfahrtindustrie geforderte Genauigkeit von 0,25 mm (DeVlieg 2010) erreichen, werden verschiedene Systeme zur Steigerung der Genauigkeit eingesetzt. Die Methoden reichen dabei von externer Endeffektormessung (DeVlieg und Szallay 2010a) bis zu zusätzlichen Encodern auf der Armseite (DeVlieg und Szallay 2010b, DeVlieg 2010). Auch Kraftregelung kann bei der Kontrolle der Prozesskräfte ein Abrutschen des Endeffektors von der Oberfläche während des Bohrens verhindern und somit die Genauigkeit verbessern (Olsson, Haage et al. 2010).

Auch der klassische Fräsprozess findet mit IR Anwendung. Steuerungen werden spezifisch für den Prozess optimiert, indem die Bahnplanung von Werkzeugmaschinen auf Roboter übertragen wird (Bay 2012, Karim und Verl 2013) (vergleiche auch Kapitel 4.2). Selbst eine eigene Modellreihe wird für die Fräsrobotik entwickelt (KUKA Roboter GmbH 2014c). Um Gelenkeinflüsse wie Verformung und Spiel zu minimieren, werden dafür besonders steife Getriebe eingesetzt und die Getriebe durch den Einsatz von zwei Motoren verspannt. Auch wenn die Marktanteile der Fräsrobotik mit 0,9 % nur gering sind (IFo 2014), so verspricht die Fräsrobotik doch soviel Potential, dass sich Integratoren von Industrieroboteranlagen explizit auf das Fräsen spezialisieren (CNC Robotics GmbH 2014). Aufgrund ihrer im Vergleich mit Werkzeugmaschinen geringen Genauigkeit werden IR jedoch weniger zum Schlichten von Funktionsflächen als vielmehr für Schruppprozesse eingesetzt.

Auch für Schleifprozesse werden IR eingesetzt. Hierbei steht im Gegensatz zum Bohren und Fräsen jedoch weniger die Positionstreuung als vielmehr die kontrollierte Kraft im Vordergrund (Schneider 2013b). Von Roboterherstellern werden für entsprechende Applikationen integrierte Kraftregelungen angeboten, um Schleifapplikationen mit möglichst geringem Aufwand realisieren zu können (ABB Robotics 2014) (vergleiche Abbildung 2.2). Darüber hinaus wird häufig aufgrund der Komplexität und der Hardwarekosten auf eine aktive Kraftregelung verzichtet und eine passive Kraftregelung mittels einer Feder zwischen Werkzeug und Endeffektor eingesetzt (Huang, Gong et al. 2002).

2.1.2 Vergleich mit herkömmlichen Bearbeitungsstrategien

Traditionell werden Bearbeitungszentren zum spanenden Bearbeiten eingesetzt und stellen mit ihrer Steifigkeit und Genauigkeit die Referenz für Bearbeitungsanlagen dar. Auch Roboter, die zum Zerspanen eingesetzt werden, müssen sich daran messen lassen. Zum einen lassen sich mechanische Kennwerte der Anlagen vergleichen. Pan spezifiziert die Steifig-



Abbildung 2.2: Kraftgeregeltes Schleifen mit IR (ABB Robotics 2014)

keit von Robotern als $<1 \frac{\text{N}}{\mu\text{m}}$ und die Steifigkeit von Werkzeugmaschinen als $<50 \frac{\text{N}}{\mu\text{m}}$ (Pan, Zhang et al. 2006). Bauer schätzt die Steifigkeit von Robotern auf Faktor 10 kleiner als die Steifigkeit von Werkzeugmaschinen (Bauer 2012). Bauer zeigt weiter, dass der Fräsprozess sich durch die unterschiedlichen mechanischen Kennwerte unterscheidet. Trotz gleicher Prozessbedingungen treten am Roboter andere Prozesskräfte auf als an der Werkzeugmaschine. Dies kann auf die unterschiedliche Dynamik der Systeme zurückgeführt werden. Beim Fräsen mit Robotern treten Schwingungen mit wesentlich höheren Amplituden auf als an Werkzeugmaschinen, da die Dynamik des Prozesses in Kombination mit der mechanischen Kopplung von Prozess und Roboter Eigenmoden des Roboters anregt.

Die unterschiedlichen mechanischen Kennwerte wirken sich auch auf das Bearbeitungsergebnis aus. Während Werkzeugmaschinen Genauigkeiten bis in den Bereich von $8 \mu\text{m}$ (Hermle AG 2014, Weck 2007) erreichen, sind mit Robotern Fehler $<100 \mu\text{m}$ auf dem Werkstück aufgrund von Kinematik, Steifigkeit und Spiel nicht ohne Zusatzmaßnahmen zu erreichen (siehe auch Kapitel 2.2.3, 2.2.5 und 2.2.6).

2.2 Maßnahmen zur Steigerung der Genauigkeit beim spanenden Bearbeiten mit Industrierobotern

Im Folgenden wird auf die wichtigsten Einflussfaktoren auf die Robotergenauigkeit eingegangen und in der Fachliteratur verfügbare Lösungsansätze aufgeführt. Zunächst wird der Begriff der Genauigkeit in Bezug auf IR näher erläutert. Als Grundlage für alle Roboterprozesse wird anschließend auf Methoden zur Kalibrierung von Roboterzellen eingegangen. Anschließend werden verschiedene Ansätze zur gezielten Beeinflussung von Kräften und Positionierung diskutiert.

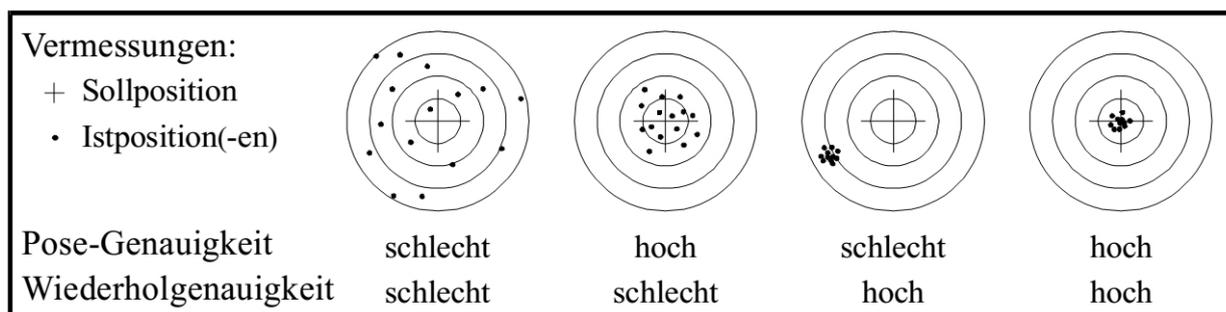


Abbildung 2.3: Absolutgenauigkeit (Pose-Genauigkeit) und Wiederholgenauigkeit (Beyer 2004)

2.2.1 Genauigkeit von Industrierobotern

Die Genauigkeit von Industrierobotern wird durch zwei Kenngrößen charakterisiert, die Absolut- und die Wiederholgenauigkeit (ISO 9283 1998). Die Absolutgenauigkeit charakterisiert die durchschnittliche Abweichung der Istposen von Sollwerten nach dem Anfahren aus beliebigen Richtungen. Im Gegensatz dazu beschreibt die Wiederholgenauigkeit die durchschnittliche Abweichung der Posen von Sollwerten nach dem Anfahren aus einer spezifischen Richtung (Beyer 2004, Weigold 2008, Hesse und Malisa 2010). Abbildung 2.3 zeigt die Charakteristiken von guter/schlechter Absolut- und Wiederholgenauigkeit.

Die Absolutgenauigkeit wird von Roboterherstellern in der Regel nicht angegeben und hängt von verschiedenen Faktoren ab: Temperatur, Anfahrscenarien und Prozesskräfte beeinflussen beispielsweise die Genauigkeit. Die Wiederholgenauigkeit jedoch lässt sich gut reproduzieren und spezifizieren. Sie wird bei gängigen Robotertypen mit $\pm 0,05$ mm bis $\pm 0,1$ mm angegeben. Brethé zeigt jedoch, dass sie in der Regel geringer ausfällt und sich eher im Bereich von $\pm 0,03$ mm bewegt (Brethé, Vasselín et al. 2005).

Für schnelle Bewegungen kann außerdem zwischen der Pose- und der Bahngenauigkeit unterschieden werden (ISO 9283 1998). Die in dieser Arbeit betrachteten Applikationen sind allerdings als eher langsam anzusehen, sodass die Bahngenauigkeit mit der Posegenauigkeit gleichzusetzen ist.

2.2.2 Geometrisches Einrichten durch Zellkalibrierung

Nur bei präziser Kenntnis der Lage aller Komponenten in der Zelle sind Roboterprozesse umsetzbar und entsprechende Genauigkeiten realisierbar. Adaptive Verfahren erreichen eine gewisse autonome Anpassung der Zelle an neue geometrische Abmessungen (Schäfer und Janocha 2000, Dietz, Schneider et al. 2012), jedoch erfordern diese Verfahren ebenso eine initiale Lokalisierung von Sensoren. In der Fachliteratur spricht man bei der Identifikation der relativen Lage von Sensoren zu Koordinatensystemen eines Manipulators von Hand-Auge-Kalibrierung (Horaud und Dornaika 1995, Shah, Eastman et al. 2012, Hu und

Chang 2012, Wang, Shen et al. 2012). Je nach Konfiguration der Applikation lässt sich die 6D-Lage durch Separation von Rotation und Translation oder iterative Optimierung bestimmen (Shah, Eastman et al. 2012). Kritisch für die Genauigkeit ist dabei die Anforderung, mehrere Posen mit dem Manipulator anzufahren, um das mathematische Ausgleichsproblem ausreichend zu konditionieren. Denn wird dabei die Positionsinformation der Manipulatorsteuerung für die Identifikation der relativen Lage verwendet, so wird die Identifikation durch die Positioniergenauigkeit des Manipulators limitiert. Hohe Genauigkeiten im Bereich von 0,1mm sind damit nicht zu erreichen. Verbesserungen lassen sich entweder durch eine Vielzahl von Messposen realisieren, wodurch der Positionierfehler des Manipulators gemittelt wird. Oder aber die 6D-Posen des Manipulatorendeffektors werden nicht aus der Steuerung und damit aus den Encoderwerten der Antriebe, sondern durch ein externes Messsystem ermittelt. Die dafür geeigneten Messsysteme werden in Kapitel 2.2.8 beschrieben.

Alternativ zur klassischen Hand-Auge-Kalibrierung können externe Messsysteme zur Bestimmung der zellrelevanten Koordinatensysteme eingesetzt werden. Im Gegensatz zur Hand-Auge-Kalibrierung geht bei diesem Verfahren die Positioniergenauigkeit des Manipulators nicht in die Genauigkeit der Identifikation ein. Während Zellkomponenten wie Bauteile, Spannmateriale und Werkzeuge gut mit externen Messsystemen eingemessen werden können, lassen sich Sensoren meist nur schwerlich anhand ihrer physischen Geometrie einmessen, da sie in der Regel keine tolerierten Flächen aufweisen und damit nur geringe Genauigkeitsanforderungen erfüllen.

Genauigkeitsanforderungen traditioneller Roboterapplikationen wie die Handhabung sind in der Regel nicht mit den Genauigkeitsanforderungen von spanenden Prozessen vergleichbar. Dementsprechend sind die Referenzierverfahren von Robotern aktuell noch nicht auf hohe Genauigkeiten ausgelegt. Jedoch eröffnet der Blick auf die Methoden bei Werkzeugmaschinen neue Möglichkeiten. Werkzeugmaschinen weisen im Vergleich mit Industrierobotern eine hohe Bahntreue entlang der kartesischen Achse auf. Insbesondere bei 3-achsigen Maschinen werden die Komponenten initial genau ausgerichtet und anschließend nur noch translatorisch bewegt. Darauf begründet stellt das Verfahren des Ankratzens eine geeignete Methode zur relativen Referenzierung von Werkstück und Werkzeug dar. Von allen drei kartesischen Achsrichtungen wird die Spindel dem Werkstück langsam genähert, bis der erste Zahn des Werkzeugs einen Kratzer in der Oberfläche des Werkstücks erzeugt. Auch für Industrieroboter hat sich diese Methode schon als nützlich in der Zerspanung erwiesen. Allerdings ergibt sich bei traditionellen 6-achsigen Knickarmrobotern die Schwierigkeit, dass, im Gegensatz zur Werkzeugmaschine, die Orientierung am Roboter variabel und nicht fest eingestellt ist. Häufig wird daher mit Robotern die Orientierung visuell oder nach den nominellen digitalen Daten aus dem Computer-aided Design (CAD) ausgerichtet und die Translation durch Ankratzen bestimmt.

2.2.3 Verbesserung der Positioniergenauigkeit durch kinematische Kalibrierung

Die Positionierung eines Industrieroboters wird über die Ansteuerung der Antriebe in jedem einzelnen Gelenk realisiert. Der Zusammenhang zwischen den Gelenkstellungen und der Pose des Flansches im Raum wird über die Kinematik beschrieben. Weicht jedoch die in der Steuerung abgelegte kinematische Beschreibung von der realen Kinematik der Roboterhardware ab, führt dies zu Abweichungen des Endeffektors von der Sollposition. Für diese Abweichungen gibt es unterschiedliche Ursachen (Conrad, Shiakolas et al. 2000, Shiakolas, Conrad et al. 2002). Diese Abweichungen können entweder im kartesischen Raum beschrieben werden (Diewald 1995, Ouyang, Liu et al. 2008) oder sie werden zur Identifikation eines neuen kinematischen Modells verwendet. Die Bestimmung der realen physischen Kinematik wird kinematische Kalibrierung genannt (Elatta, Gen et al. 2004, Siciliano und Khatib 2008). Verschiedene Modelle zur Definition von Kinematiken werden in der Fachliteratur vorgeschlagen, die jeweils unterschiedliche Eigenschaften aufweisen (Denavit 1955, Mooring und Tang 1984, Hayati und Mirmirani 1985, Ibarra und Perreira 1986, Stone 1987, Chen, Yang et al. 2001, Alici und Shirinzadeh 2005, He, Zhao et al. 2010, Mustafa, Tao et al. 2010, Wang, Shen et al. 2012). Die Modelle unterscheiden sich hinsichtlich Minimalität, Kontinierlichkeit und Vollständigkeit (Schröer 1993, Schröer, Albright et al. 1997). Darüber hinaus werden teilweise außer rein kinematischen Parametern auch Steifigkeitsparameter bestimmt und zur Korrektur verwendet (Joubair, Nubiola et al. 2013). Zur Identifikation der kinematischen und dynamischen Parameter sind verschiedene Systeme am Markt verfügbar (Schröer 1993, Wiest 2001, Bongardt 2003, Knoll und Kovacs 2003, Beyer 2004, Kovacs 2011). Wichtig für die Qualität des erzielten Modells ist die Wahl der Messpunkte. Nur durch eine sinnvolle Wahl von Messpunkten lassen sich alle Parameter identifizieren. Als Indices für eine gute Wahl von Messposen werden in der Fachliteratur verschiedene Kennwerte vorgeschlagen, die sich aus den Jacobimatrizien und damit abhängig von den Messposen ableiten (Borm und Menq 1989, Daney, Papegay et al. 2005, Sun und Hollerbach 2008a,b, Imoto, Takeda et al. 2009, Li, Sun et al. 2011). Kinematische Kalibrierung kommt in verschiedenen Branchen, beispielsweise in der Medizintechnik und bei der Zerspanung, zum Einsatz (Liu, Zhang et al. 2007, Schneider, Diaz Posada et al. 2014). Jedoch wird die Relevanz hauptsächlich dann deutlich, wenn Roboter einen großen Bereich ihres Arbeitsraumes ausnutzen (Dietz, Schneider et al. 2012).

2.2.4 Prozessoptimierung durch Kontrolle von Prozesskräften

Zerspanungsprozesse unterliegen einer Vielzahl an Einflussparametern wie beispielsweise Werkstückmaterial, Kühl- und Schmierstoffe, Vorschub, Drehzahl, Werkzeugmaterial und Werkzeuggeometrie. All diese Parameter beeinflussen das dynamische Verhalten des Prozesses (Klocke und König 2008, Weck 2007). Die wirkenden Prozesskräfte weisen dabei sowohl langsam veränderliche als auch hochdynamische Anteile auf. Die langsam veränderlichen Anteile sind gut beherrscht, verschiedene Verfahren sind verfügbar, welche die Entstehung und die Quantifizierung beschreiben (Kienzle 1952, Liu, Cheng et al. 2002, 2004, Yoon und Kim 2004, Abele, Bauer et al. 2008b, 2010, Bauer 2012, Lehmann, Halbauer et al. 2012). Dabei kommen sowohl geschlossene, analytische Lösungen als auch Simulationen mit finiten Elementen zum Einsatz. Prozesskräfte sind für die Zerspanung mit IR von Bedeutung, da der Roboter durch seine im Vergleich zur Werkzeugmaschine geringe Steifigkeit von seiner Sollbahn abgedrängt wird. Durch modellbasierte und simulationsgestützte Berechnung oder nachgelagerte optische Analyse des Bearbeitungsergebnisses und iterative Ableitung von Korrekturen ist es möglich, diese Abweichungen zu einem gewissen Grad zu kompensieren (Abele, Bauer et al. 2008b, 2010, 2011, Bauer 2012, Reinl, Friedmann et al. 2011, Abele, Schützer et al. 2012, Lehmann, Halbauer et al. 2012, Slavkovic, Milutinovic et al. 2014). Für die Modellierung des höherfrequenten Anteils der Prozesskräfte jedoch gibt es noch keine zufriedenstellende Lösung. Laut Pan tritt sogenanntes Rattern genau dann auf, wenn die Struktursteifigkeit des Roboters sich im Bereich der Prozesssteifigkeit bewegt (Pan, Zhang et al. 2006). Dies bedeutet, dass dynamische Anregungen und Eigenfrequenzen der Maschine in einen ähnlichen Bereich fallen und dadurch ein Aufschwingen der Maschine stattfindet.

In der Fachliteratur findet man verschiedene Ansätze, um dynamische Kraftänderungen und damit eine dynamische Anregung des Industrieroboters zu vermeiden. Zhang regelt den Materialabtrag basierend auf einer Kraftmessung aus und erreicht so einen gleichförmigen Fräsprozess (Zhang, Wang et al. 2005). Salisbury und Wang bauen aus einer Kraftmessung eine Impedanzregelung auf und erreichen so einen gleichmäßigen Kraftverlauf durch Ausweichen des Roboters bei großen Prozesskräften (Salisbury 1980, Wang und Cui 2010). Diese Methode eignet sich insbesondere für das Entgraten, da hier stark variierende Kräfte auftreten und durch eine Ausweichbewegung die Kraft gezielt beeinflusst werden kann. Schließlich passt Sörnmo den Vorschub des Roboters auf Basis einer Kraftmessung an und erreicht so eine konstante Prozesskraft (Sörnmo, Olofsson et al. 2012).

Für alle Strategien beim Fräsen mit Industrierobotern gilt jedoch ein gleichmäßiger Kraftverlauf mit möglichst geringer Amplitude als oberstes Ziel. Dies lässt sich maßgeblich durch eine geeignete Wahl der Prozessparameter erreichen.

2.2.5 Modellbildung und Identifikation von Steifigkeiten sowie Kompensation der Abdrängung

Im Gegensatz zur Handhabung mit Industrierobotern treten bei spanender Bearbeitung Prozesskräfte auf, die durch die Mechanik des Industrieroboters abgeleitet werden. Bedingt durch die serielle Kinematik des Roboters werden die Kräfte und Momente über den Endeffektor des Roboters durch alle sechs Gelenke in die Roboterbasis übertragen, wo sie durch den Boden aufgenommen werden. Unter der Last am Endeffektor verformen sich die Einzelteile des Roboters entsprechend ihrer spezifischen Steifigkeiten. Diese Verformung macht im kontaktlosen Betrieb des Roboters bedingt durch die Belastung durch die Massen der Armglieder und Gelenke bereits 8-10% der Genauigkeit am Endeffektor aus (Elatta, Gen et al. 2004), bei spanender Bearbeitung bringen die Steifigkeiten des IR sogar bis zu 60% des Fehlers ein (Wang, Zhang et al. 2009). Abele stellt die Auswirkungen der Verformung auf den Prozess dar (Abele, Weigold et al. 2008a). Wesentlichen Anteil an der resultierenden Abdrängung am Endeffektor haben dabei die Steifigkeiten der Getriebe, während die Lager und die Armelemente vergleichsweise steif sind (Alici und Shirinzadeh 2005, Zhang, Wang et al. 2005). Reduziert man die Steifigkeit des Roboters also auf seine Gelenke setzt sich die Steifigkeit am Endeffektor k_{TCP} aus den Einzelsteifigkeiten der sechs Gelenke $k_{Gelenk\ i}$ als

$$k_{TCP} = k_{Gelenk1} + k_{Gelenk2} + k_{Gelenk3} + k_{Gelenk4} + k_{Gelenk5} + k_{Gelenk6} \quad (2.1)$$

zusammen (Grote und Feldhusen 2011). Gerstmann (Gerstmann 1991) und Rosenbauer (Rosenbauer 1994) analysieren das Verhalten verschiedener Getriebearten und arbeiten die Unterschiede hinsichtlich Spiel und Steifigkeit heraus. Spielarme Getriebe wie beispielsweise Harmonic Drive oder Cyclo-Getriebe weisen dafür wiederum ein nichtlineares Verformungsverhalten auf. Im Allgemeinen kann geschlussfolgert werden, dass sowohl systembedingt als auch aufgrund von Montage- und Fertigungstoleranzen nicht von einem linearen Verhalten der Getriebe ausgegangen werden kann. Nichtsdestotrotz ist die lineare Modellierung von Getriebe-Steifigkeiten in der Literatur verbreitet. Chen (Chen und Kao 2002) führt eine Beschreibung der Steifigkeit unter Berücksichtigung der Auswirkungen der Verformung auf die Kinematik ein, die häufig aufgegriffen und verwendet wurde (Chen 2003, Alici und Shirinzadeh 2005, Dumas, Caro et al. 2010, 2011). Dabei wird von der Beziehung zwischen den Momenten in den Gelenken und den Kräften und Momenten am Endeffektor von

$$\tau = J^T \omega \quad (2.2)$$

ausgegangen, wobei die Momente in den Gelenken mit τ , die Kräften und Momenten am Endeffektor mit ω und die Jacobimatrix der sechs Gelenke als J^T bezeichnet sind. Für die

Verschiebung $\Delta\Theta$ des Gelenkwinkels gilt

$$\tau = K_{\Theta}\Delta\Theta \quad (2.3)$$

mit der Matrix der Gelenksteifigkeiten K_{Θ} (dabei wird allein eine rotatorische Steifigkeit in Richtung der angetriebenen Achsen angenommen). K_{Θ} bildet sich dabei zu

$$K_{\Theta} = \begin{pmatrix} k_{\Theta_1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_{\Theta_2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_{\Theta_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & k_{\Theta_4} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & k_{\Theta_5} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & k_{\Theta_6} \end{pmatrix} \quad (2.4)$$

Derselbe Zusammenhang existiert selbstverständlich auch im kartesischen Raum und lässt sich durch

$$\omega = K_X\Delta X \quad (2.5)$$

mit der kartesischen Steifigkeitsmatrix am Endeffektor K_X und der kartesischen Verschiebung ΔX beschreiben. Partielle Ableitung von Gleichung 2.2 führt dann zu

$$\frac{\delta\tau}{\delta\Theta} = \frac{\delta J^T}{\delta\Theta}w + J^T \frac{\delta w}{\delta X} \frac{\delta X}{\delta\Theta} \quad (2.6)$$

mit der Jacobimatrix

$$J = \begin{pmatrix} \frac{\delta X}{\delta\Theta_1} & \frac{\delta X}{\delta\Theta_2} & \cdots & \frac{\delta X}{\delta\Theta_6} \\ \frac{\delta Y}{\delta\Theta_1} & \frac{\delta Y}{\delta\Theta_2} & & \vdots \\ \vdots & & \ddots & \vdots \\ \frac{\delta C}{\delta\Theta_1} & \cdots & \cdots & \frac{\delta C}{\delta\Theta_6} \end{pmatrix} \quad (2.7)$$

mit der 6D-Pose X, Y, Z, A, B, C . Umgeformt ergibt sich

$$K_{\Theta} = \frac{\delta J^T}{\delta\Theta}w + J^T K_X J \quad (2.8)$$

Im unbelasteten Fall ist der Term $\frac{\delta J^T}{\delta\Theta}w$ gleich null und kann vernachlässigt werden und es lässt sich folgende Gleichung aufstellen:

$$K_X = J^{-T} K_{\Theta} J^{-1} \quad (2.9)$$

Im belasteten Fall beschreibt man K_X als

$$K_X = J^{-T}(K_{\Theta} - K_C)J^{-1} \quad (2.10)$$

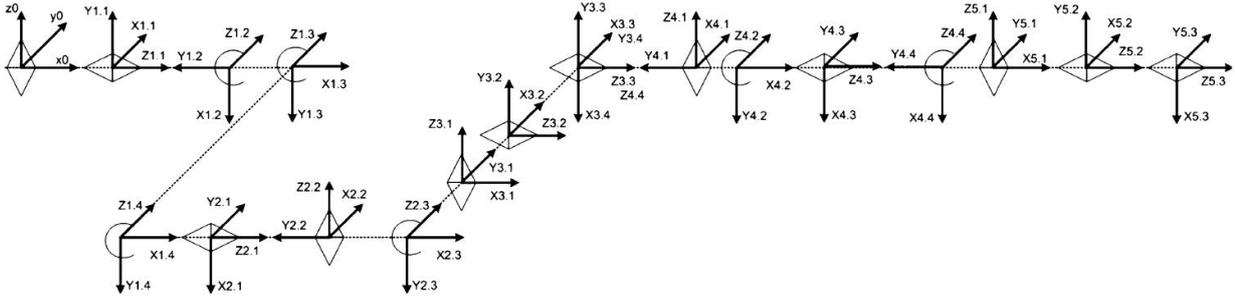


Abbildung 2.4: 6-achsige Roboterkinematik mit virtuellen Gelenken (Abele, Rothenbücher et al. 2008)

Mit K_C dem Einfluss der Änderung der Jacobimatrix ergibt sich K_C für einen Roboter mit sechs Gelenken zu

$$K_C = \begin{pmatrix} \frac{\delta J^T}{\delta \Theta_1} \omega & \frac{\delta J^T}{\delta \Theta_2} \omega & \frac{\delta J^T}{\delta \Theta_3} \omega & \frac{\delta J^T}{\delta \Theta_4} \omega & \frac{\delta J^T}{\delta \Theta_5} \omega & \frac{\delta J^T}{\delta \Theta_6} \omega \end{pmatrix} \quad (2.11)$$

Auch wenn die Modellierung des Roboters durch eindimensionale Gelenksteifigkeiten die Hauptquelle der resultierenden Steifigkeit am Endeffektor beschreibt, so stellt sie doch eine Vereinfachung dar. Basierend auf dieser Erkenntnis schlugen Abele und Bauer eine dreidimensionale Steifigkeitsbeschreibung für jedes Gelenk vor (Abele, Rothenbücher et al. 2008, Bauer 2012). Dazu werden für jedes Gelenk zwei zusätzliche rotatorische Freiheitsgrade eingeführt, die Verformungen von Lagern abbilden sollen. T_{Gelenk} ergibt sich dann zu

$$T_{Gelenk} = R_X R_Y R_Z \quad (2.12)$$

mit dem rotatorischen Freiheitsgrad R_i um die Achse i und der resultierenden Transformation für ein Gelenk T_{Gelenk} .

Die Roboterkinematik wird dabei von 6 rotatorischen Freiheitsgraden auf 18 erweitert (siehe Abbildung 2.4). Klimchik erweitert diese Modellbildung auf die Modellierung der Elastizität der Armelemente und der Ausgleichsfeder an Gelenk 2 (Klimchik, Bondarenko et al. 2014, Klimchik, Wu et al. 2014). Besonders im vereinfachten unbelasteten Fall ist die Modellierung der Robotersteifigkeit aus sechs linearen Einzelsteifigkeiten in den Gelenken relativ einfach zu handhaben. Verschiedene Methoden zur Modellidentifikation werden in der Literatur präsentiert. Abele (Abele, Weigold et al. 2007) fixiert alle Robotergelenke bis auf das zu vermessende Gelenk und kann so die Gelenke entkoppelt untersuchen. Mit Hilfe eines 1D-Sensors werden die aus der anliegenden Last resultierenden Verformungen gemessen und die Gelenksteifigkeit berechnet. Drossel geht nach einem ähnlichen Verfahren vor. Über Einzelmessungen an den Gelenken werden Rotations- und Kippsteifigkeiten bestimmt (Drossel, Pfeifer et al. 2014). Pan (Pan und Zhang 2008a, 2009) nimmt keine mechanische Fixierung am Roboter vor, sondern misst die Verformung des Roboters am

Endeffektor mit einem Messarm. Durch eine Vielzahl von Messungen und Anwendung von Gleichung 2.9 entsteht ein Ausgleichsproblem. Durch Lösung im Sinne der kleinsten Fehlerquadrate lassen sich daraus die Gelenksteifigkeiten berechnen. Cortsen (Cortsen und Petersen 2011) schlägt eine weitere Methode vor. Basierend auf derselben Modellierung werden Modellparameter mit Hilfe von definierten Mustern und Bildverarbeitungsalgorithmen identifiziert.

Die Identifikation der Robotersteifigkeit lässt sich in verschiedenen Prozessschritten für das spanende Bearbeiten nutzen. In der Planungsphase kann durch geeignete Simulation der Prozesskräfte die Abdrängung des Roboters simuliert werden und schon offline eine Kompensation der Bahn vorgenommen werden (Abele, Bauer et al. 2011, Lehmann, Halbauer et al. 2012, Schneider, Diaz Posada et al. 2014). Reinl nutzt eine dynamische Starrkörpersimulation in Kombination mit einer Simulation des Prozesses, um die Gelenklasten offline zu berechnen (Reinl, Friedmann et al. 2011). Dies erlaubt ihm, die Bahn ohne Online-Messung zu korrigieren. Diese Vorgehensweise erfordert jedoch eine Vielzahl an Modellparametern, um die Dynamik des Prozesses hinreichend genau beschreiben zu können. Auch Cortsen berechnet sowohl Steifigkeit als auch Prozesskräfte offline und modifiziert die programmierte Roboterbahn offline (Cortsen und Petersen 2012). Der Ansatz der Online-Kompensation erfordert keine Modellierung des Prozesses, sondern misst die wirkenden Kräfte und Momente direkt. Weitere Anforderungen an die Implementierung ergeben sich beispielsweise aus Zykluszeiten und Verarbeitung von Messrauschen. Die effiziente Berechnung der Steifigkeitskennwerte von Industrierobotern betrachtet Carbone in (Carbone 2003). Als Grundlage für die Online-Verarbeitung wird die Berechnung der resultierenden Steifigkeit am Endeffektor unter dem Gesichtspunkt der Rechenzeit untersucht und optimiert.

Diese Verarbeitung zur Laufzeit wird insbesondere dann benötigt, wenn die Abdrängung des Roboters im Prozess kompensiert werden soll. Seit über 15 Jahren wird diese Thematik in der Forschung untersucht. Surdilovic beschreibt die Kompensation von elastischer Deformation von Großkinematiken (Surdilović und Vukobratović 1996). Im Speziellen geht Surdilovic dabei auf die Bahnplanung ein, die das dynamische Verhalten der Kinematik berücksichtigt und Schwingungsanregung vermeidet. Zhang, Pan und Wang nutzen einen Kraft-/Momentensensor zur online Messung der Prozesskräfte und kompensieren unter Berücksichtigung der Steifigkeit von Industrierobotern und dem Einfluss der Gravitation die Abdrängung des Roboters im Fräsprozess (Zhang, Wang et al. 2005, Pan und Zhang 2008b, 2009, Wang, Zhang et al. 2009). Klimchik betrachtet dabei zusätzlich die Ausgleichsfeder, die in der Regel am zweiten Gelenk angebracht ist, um den Einfluss der Schwerkraft auf dieses Gelenk zu reduzieren (Klimchik, Wu et al. 2013). Diese Arbeiten modellieren die Steifigkeit des Roboters als lineare rotatorische Steifigkeit in den Gelenken. Diese Modellierung lässt sich durch Bestimmung der Jacobimatrix effizient berechnen und eignet sich daher gut für schnelle Echtzeitanwendungen. Überlagerte Kraft- und Positionsregelungen

sorgen dafür, dass die Position des Endeffektors durch die Kraftmessung angepasst wird. Die Möglichkeiten der Positionsmessung zur Modellidentifikation sind dabei vielfältig. Die verwendeten Sensoren reichen von abtriebsseitigen Encodern, über Lasertracker, Kamerasysteme bis hin zu Messarmen und zu eindimensionalen Wegaufnehmern (Dumas, Caro et al. 2012a, Marie, Courteille et al. 2013, Slavkovic, Milutinovic et al. 2013, Volech, Mráz et al. 2014, Drossel, Pfeifer et al. 2014). Weigold legt der Kompensation der online gemessenen Fräskräfte eine Steifigkeitsmodellierung mit virtuellen Gelenken zu Grunde (Weigold 2008). In einer experimentellen Untersuchung in verschiedenen Szenarien konnte der Fehler auf der Oberfläche des Werkstücks um durchschnittlich 65,6% auf unter 0,1 mm reduziert werden. Sörnmo präsentiert einen fortgeschrittenen Regelansatz, der die online gemessene Kraftinformation sowohl zur Online-Optimierung von Fräsparametern als auch zur Kompensation der Abdrängung auf Basis von Steifigkeitsmodellierung verwendet (Sörnmo, Olofsson et al. 2012). Durch Variation des Robotervorschubs und der Spindeldrehzahl werden Prozesskräfte reduziert und Potentiale hinsichtlich der Prozesszeit ausgeschöpft.

Die in der Fachliteratur aufgeführten Modellierungs- und Kompensationsansätze zeigen bereits vielversprechende Ergebnisse. Wie Weigold (Weigold 2008) müssen jedoch viele Autoren eine mangelnde Genauigkeit der verwendeten Modellierung eingestehen. Eine präzisere Beschreibung des Steifigkeitsverhaltens des Roboters bietet die Möglichkeit, durch eine geeignete Implementierung die Potentiale der Abdrängungskompensation besser auszuschöpfen und eine höhere Genauigkeit zu erreichen.

2.2.6 Einfluss, Identifikation und Kompensation von Reibung und Getriebeispiel

Die Meinungen über den Einfluss von Getriebeispiel beim Zerspanen mit Industrierobotern gehen weit auseinander. Während Elatta den Einfluss auf 0,5-1 % der Gesamtabweichung spezifiziert (Elatta, Gen et al. 2004), stellt Lehmann doch einen maßgeblichen Einfluss durch Getriebeispiel fest (Lehmann, Halbauer et al. 2013). Gerstmann analysiert verschiedene Getriebearten und charakterisiert ihre Verformung und ihr Spiel (Gerstmann 1991). Die Getriebe, die heute in Industrierobotern verbaut werden, weisen generell nur ein geringes Spiel aus. Jedoch wird der Einfluss bei hohen Genauigkeiten durch den vergleichsweise großen Hebel bis zum Flansch durchaus relevant. Die Modellierung von Getriebe und Verformung sind in der Fachliteratur gut untersucht (Kuhnen und Janocha 2001, Ruderman, Hoffmann et al. 2009, Lehmann, Oloffson et al. 2013). In der Regel werden für die Modellierung von Getriebeispiel Hystereseeffekte, wie sie beispielsweise von Piezoelementen bekannt sind, herangezogen. Die Identifikation und die Kompensation von Getriebeispiel stellt sich jedoch als vergleichsweise schwierig dar, da die aktuelle Lage der Flanken zum einen von den vorangehenden Bewegungen und zum anderen von der Reibung im Getriebe

abhängt. Bereits zur Identifikation werden daher teilweise initial zunächst die Reibungsparameter identifiziert, um darauf aufbauend das Getriebespiel zu bestimmen (Lehmann, Oloffson et al. 2013). Eine ähnliche Schwierigkeit ergibt sich bei der Kompensation des Getriebespiels. Nur die genaue Kenntnis über das anliegende Moment, das auch von der Reibung abhängt, erlaubt die Rekonstruktion der Lage des Getriebes und die Kompensation (Haage, Halbauer et al. 2014). Darüber hinaus werden bei Industrierobotern jedoch zusätzlich die Massen, Schwerpunkte und Trägheiten der Armelemente benötigt, um das effektive Moment an jedem Gelenk exakt zu bestimmen. Da Roboterhersteller jedoch nur in Ausnahmefällen alle Modelldaten zur Verfügung stellen, ist bisher keine präzise Lösung der Problematik bekannt.

Darüber hinaus hat das Getriebespiel auch Einfluss auf das dynamische Verhalten. Beim Übergang von einer Zahnflanke zur gegenüberliegenden sinkt die Systemsteifigkeit lokal und die resultierende Systembandbreite wird reduziert. Nordin stellt vor, dass der Übergang entweder schnell durchfahren werden kann, um den Einfluss zeitlich zu limitieren oder aber die Aktuierung in während des Übergangs soll möglichst sanft erfolgen, um Anregungen zu vermeiden (Nordin und Gutman 2002). Mei und Gu stellen weitere Ansätze zur stabilen Regelung von Systemen mit Getriebespiel vor (Mei, Yang et al. 2005, Gu, Zhu et al. 2011), Jiang präzisiert eine Methodik für humanoide Roboter (Jiang et al. 2008).

2.2.7 Einfluss thermischer Effekte

Thermische Effekte machen nach Elatta 0,1% der Abweichungen an IR aus (Elatta, Gen et al. 2004). Allerdings ist dies eine konservative Abschätzung. Heisel und Richter quantifizieren Temperatureinflüsse an seriellen IR zu $\pm 0,1$ mm. Sie schlagen daraufhin Kompensationsansätze vor, die die Genauigkeit bis auf $\pm 0,01$ mm steigern sollen (Heisel, Richter et al. 1997, Richter 1997). Mit Hilfe von Messungen der Verformung an diskreten Punkten am Roboter werden Verformungsmodelle identifiziert, die eine Kompensation der Verformung ohne Online-Messung zulassen (vergleiche Abbildung 2.5). Als maßgebliche Ursache für die Erwärmung werden dabei die Bewegung des Roboters und die Last durch die Massen der Roboterarme identifiziert. Da die Endeffektorlast in der Regel circa 10% der gesamten bewegten Masse ausmacht, ist die Erwärmung von IR relativ unabhängig von der befestigten Masse am Endeffektor. Auch Umgebungstemperaturen haben im Vergleich zu der Erwärmung des Roboters im Betrieb nur einen geringen Einfluss (Richter 1997). Abele geht auf die Drift durch thermische Einflüsse ein (Abele, Polley et al. 2013). Er stellt eine Modellierung vor, um die Drift zu beschreiben. Eine typische Vorgehensweise zur Erfassung und Kompensation von thermischen Effekten in der Industrierobotik ist die kinematische Kalibrierung unter Prozessbedingungen (Bongardt 2003, Verl 2010). Eventuelle Längenänderungen der Arme oder Verschiebungen der Nullstellungen der Gelenke werden dabei erfasst und können direkt zur Fehlerkompensation verwendet werden. Der Vorteil gegenüber modellbasierten

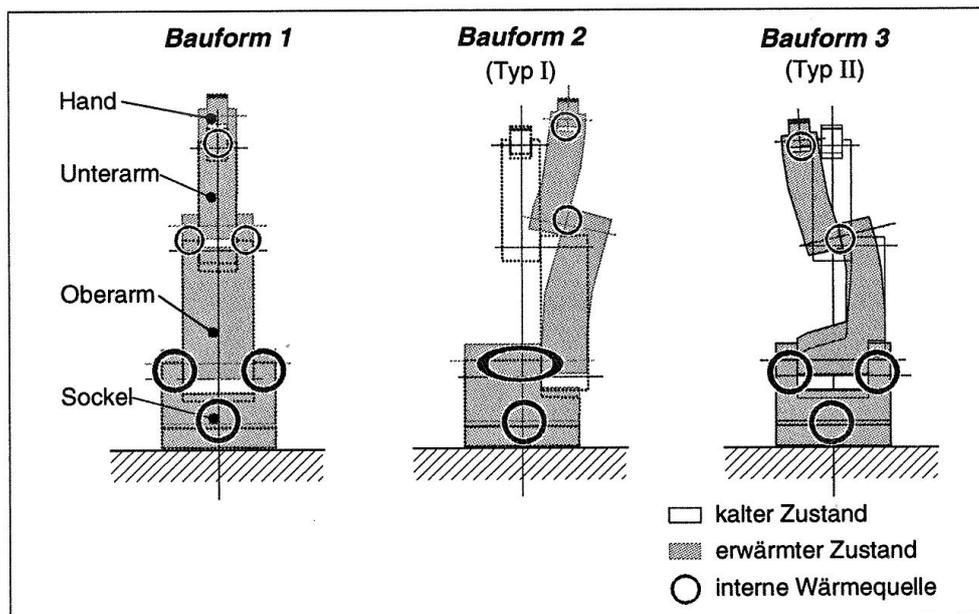


Abbildung 2.5: Thermisch bedingte Verformungen bei symmetrischer und asymmetrischer Kinematikstruktur (Graeser 1999)

Verfahren liegt hierbei an der direkten Messung. Abhängigkeiten von der Modellqualität oder Veränderungen durch Verschleiß werden direkt erfasst. Auch Gräser wendet dieses Verfahren zur Temperaturkompensation an IR an (Graeser 1999). Er gibt an, temperaturinduzierte Verformungen am Endeffektor von 0,8 mm auf $\pm 0,25$ mm zu reduzieren.

Bei Parallelrobotern werden die temperaturinduzierten Verformungen zu 0-10% der geometrischen Einflüsse spezifiziert (Beyer 2004). Durch modellbasierte Kompensation können die Verformungen von 0,5 mm auf 0,05 mm um den Faktor 10 reduziert werden.

2.2.8 Steigerung der Genauigkeit durch externe Positionsmessung des Endeffektors

Die einzigen verfügbaren Sensoren an Standard-IR sind die Encoder auf der Motorseite der Gelenke. Einflüsse durch Steifigkeiten oder Spiel werden von diesen Sensoren jedoch nicht erfasst. Einen verbreiteten Ansatz zur Genauigkeitsteigerung stellen die Modellbildung dieser Effekte und die modellbasierte Kompensation dar (siehe Kapitel 2.2.5 und Kapitel 2.2.6). Die Online-Messung dieser Effekte und die Online-Regelung stellen eine Alternative zur Modellbildung dar. Im Folgenden werden zwei Ansätze der Positionsmessung erläutert, die in der Fachliteratur beschrieben werden.

DeVlieg, Saund, Rathjen und Jeffries verwenden eine zusätzliche Winkelmessung an der Abtriebsseite des Getriebes, was ihnen erlaubt, statische und dynamische Effekte des Getriebes online zu messen und in der Motorregelung als zusätzliche Regelkaskade zu verwenden (DeVlieg und Szallay 2010b, DeVlieg 2010, Saund und DeVlieg 2013, Rathjen und Richard-

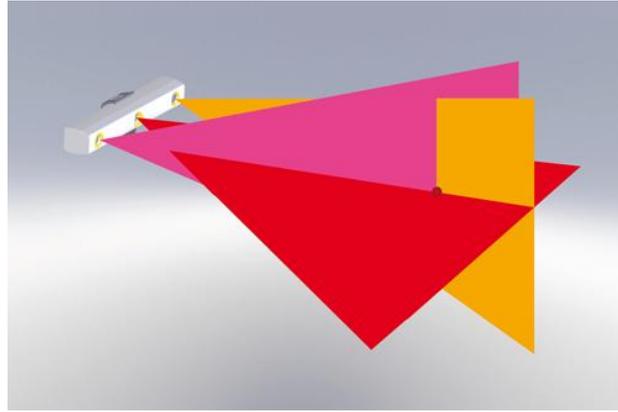


Abbildung 2.6: Kamera basierte Triangulation: K-Series (Nikon Metrology 2014b)

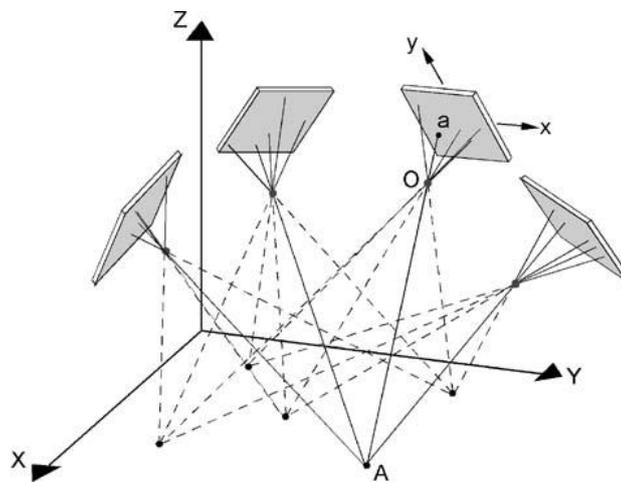


Abbildung 2.7: Photogrammetrie (Estler, Edmundson et al. 2002)

son 2013, Jeffries 2013). Diese Maßnahme erfordert jedoch die mechanische Veränderung der Roboterkinematik, um die Sensoren zu montieren. Während Effekte in den Gelenken mit diesem Ansatz gut kontrolliert werden können, bleibt die Genauigkeit der mathematischen Beschreibung der Kinematik ein Einflussfaktor, der davon nicht erfasst wird. Dabei wird eine globale Genauigkeit im kompletten Arbeitsraum des IR von $\pm 0,25$ mm auf dem Werkstück erreicht.

Um sowohl Effekte in den Robotergelenken als auch Kinematik- und thermische Einflüsse zu erfassen, reicht eine lokale Betrachtung der Gelenke nicht aus. Die direkte Messung des Endeffektors bietet die Möglichkeit, sowohl statische als auch dynamische Effekte am Ort ihrer Wirkung zu erfassen und der Robotersteuerung zur Verfügung zu stellen. Durch die Integration zu einem geschlossenen Regelkreis lassen sich statische Einflüsse nahezu komplett eliminieren und dynamische Abweichungen reduzieren. Für dynamische Anwendungen bietet eine Modellierung von Massen und Trägheiten zusätzliche Aspekte über die Möglichkeiten einer Endeffektorregelung hinaus. Die hier betrachteten Applikationen sind jedoch im Allgemeinen als eher langsam einzuschätzen.

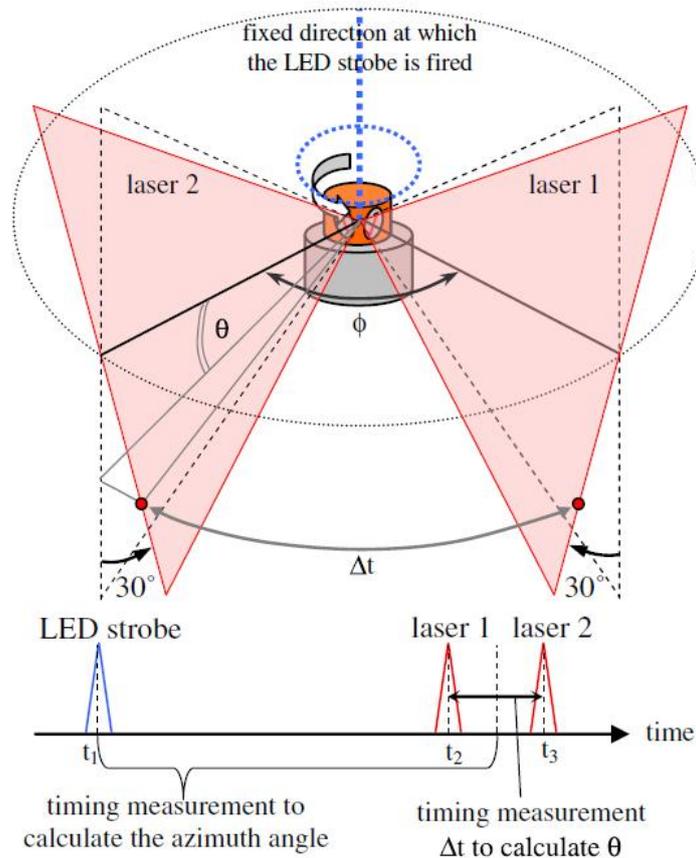


Abbildung 2.9: Laserbasierte Ebenen- und Winkelmessung iGPS (Wang, Mastrogiacomo et al. 2011)

forderungen wird klar, warum nur wenige Systeme für die Messung von Robotern in Frage kommen und in der Fachliteratur untersucht werden.

Spat untersucht die Verwendung eines μ GPS-Systems an einer Applikation von Werkzeugmaschinen (Spat 2002). Es weist eine gute Genauigkeit von $\pm 0,01$ mm auf, ist allerdings in seinem Messvolumen von 150 mm x 150 mm x 600 mm und seiner Messfrequenz von <30 Hz beschränkt und für Roboterapplikationen ungeeignet. Wesentlich besser eignet sich dafür das von der Firma Nikon entwickelte iGPS System (siehe Abbildung 2.9). Schmitt untersucht die Verwendung dieses Systems im industriellen Umfeld in Roboterzellen an einer Applikation von Handhabung und Zellkalibrierung (Schmitt, Nisch et al. 2010, Schmitt, Schönberg et al. 2011,). Zunächst werden alle in der Zelle relevanten Koordinatensysteme mit Hilfe des iGPS bestimmt und anschließend wird der Roboter bei seiner Handlungsaufgabe oder Bearbeitungsaufgabe korrigiert. Norman und Mosqueira erreichen mit Hilfe des iGPS beim Positionieren eine Genauigkeit von $0,25$ mm und $0,38$ mm (Norman, Schönberg et al. 2012, Mosqueira, Apetz et al. 2012). Bezogen auf die Ausgangsgenauigkeit von $4,53$ mm stellt dies eine Reduktion der Abweichung auf $8,4\%$ dar. Wang vergleicht die Verwendung von iGPS und Lasertracker (Wang, Mastrogiacomo et al. 2011). Beide Systeme werden zur Online-Regelung des Roboters eingesetzt und Wang analysiert das dynamische

Messverhalten. Der Lasertracker zeigt sowohl die bessere statische als auch die bessere dynamische Genauigkeit. Beim iGPS muss bei dynamischem Messen mit Fehlern von $> 0,3$ mm gerechnet werden.

Schütze untersucht den Einsatz von Photogrammetrie an Robotern (Schütze, Raab et al. 2009). Der Endeffektor des Roboters wird dabei mit LEDs bestückt und Kameras nehmen das charakteristische Muster aus LEDs und Endeffektor auf. Durch Bildverarbeitungsalgorithmen lässt sich die Position des Endeffektors bis auf einen verbleibenden Fehler von $< 0,1$ mm genau bestimmen. Ziegler hingegen erreicht durch Messung von Handlingrobotern im medizinischen Umfeld eine Genauigkeit von $0,25$ mm (Ziegler und Franke 2011). Er setzt dafür ein Stereokamerasystem ein, das mit Hilfe einer Matrix aus Markern den Patienten zu Behandlungszwecken präzise in sechs Freiheitsgraden ausrichtet.

Schwenke untersucht das Potential von geometrischen Messungen und Kompensationen im Allgemeinen und legt die Einflüsse von Fehlerfortpflanzung und Messunsicherheiten dar (Schwenke, Knapp et al. 2008). Diese Betrachtungen sind für die Vermessung von Robotern besonders relevant, da eine Messung des Roboters immer erst nach einer sequentiellen Verkettung von Messungen durch Kalibrierung von Koordinatensystemen möglich wird und sich dabei Fehler aufsummieren.

Trotz aller Schwächen der Messung von Robotern stellt die Regelung mit Endeffektormessung ein geeignetes Mittel dar, um die Genauigkeit von Robotern unter Last in den Bereich von Mikrometern zu verbessern. Im statischen Bereich gibt es in der Literatur bereits einige Erkenntnisse und Erfahrungen. Allerdings fehlen bisher einschlägige Erfahrungen im Bereich der dynamischen Endeffektorregelung von Robotern.

2.2.9 Externes Aktorsystem zur Kompensation hochfrequenter Einflüsse

Eine Betrachtung der Genauigkeit von IR erfordert außer statischen Effekten auch eine Berücksichtigung von dynamischen Effekten. Die Schwingungen und Eigenfrequenzen des IR sind dabei ganz entscheidend für die erreichbare Genauigkeit auf dem Werkstück. Bedingt durch das Verhältnis von Massen, Trägheiten und Steifigkeiten ergeben sich für IR erste Eigenfrequenzen im Bereich unter 30 Hz (Reinl, Friedmann et al. 2011, Bauer 2012, Schneider, Ansaloni et al. 2013, Schneider, Drust et al. 2014). Oberhalb dieser Frequenz ist der Roboter nicht mehr ausreichend in der Lage, auf Störungen zu reagieren. Da beim spanenden Bearbeiten jedoch durch den Eintritt des Werkzeugs ins Werkstück permanent Impulse in den Roboter induziert werden, wird der Roboter in seinen Eigenfrequenzen zum Schwingen angeregt. Diese Schwingungen bewegen sich bei einem Reis RV40 im Bereich von 30 μ m (Olofsson, Sörnmo et al. 2011) und finden sich damit als Fehler auf dem Werkstück wieder. Um diese Fehler zu reduzieren, muss entweder die Mechanik des Roboters veränder,

die Regelung des Roboters optimiert oder aber durch ein zusätzliches Aktorsystem Einfluss genommen werden. Die ersten beiden Lösungen stellen sich schwierig dar, da Hardware und Regelung des Roboters schon einem langen Optimierungsprozess unterliegen und darüber hinaus von Anwenderseite nur schwer zugänglich sind. Die leichter realisierbare und auch effektivere Methode stellt die Nachführung des Werkzeugs beziehungsweise Werkstücks mit Hilfe einer zusätzlichen Aktorik dar (Sharon, Hogan et al. 1993). Für die spanende Bearbeitung wurden verschiedene Ansätze untersucht (Munzinger 2006), allerdings bleiben experimentelle Ergebnisse im Bereich $> 0,1$ mm (Puzik 2011).

Puzik stellt eine Aktorik vor, die bei nahezu uneingeschränkter Flexibilität in ersten Experimenten in den Bereich von $50 \mu\text{m}$ vorstößt (Puzik, Meyer et al. 2010b). Durch Aktuierung von drei translatorischen Achsen wird eine Kompensation in 3D realisiert. Basierend auf Piezoaktoren (Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG 2014) und Festkörpergelenken wird der Fokus dabei auf eine hohe Bandbreite und eine reibungs- und spielfreie Übertragung gelegt (Puzik, Meyer et al. 2010a,c). Durch den Einsatz von Festkörpergelenken und Hebeln lässt sich der eingeschränkte Stellbereich der Piezoaktoren um Faktor 5 steigern. Die Steifigkeit der Aktorik kann dabei über die Geometrie der Festkörpergelenke eingestellt werden. Eine erste Version realisiert drei translatorische Aktuierungsrichtungen in einem seriellen Design (siehe Abbildung 2.10).

Die Bandbreite der Aktorik stellt sich bei der gewählten Konstruktion als Schwachstelle heraus. Da die Steifigkeit aufgrund der Stellkraft der Piezoaktoren nicht beliebig variiert werden kann, müssen die bewegten Massen der Aktorik reduziert werden. Diese Überlegungen resultieren in einem überarbeiteten parallelen Design, welches eine höhere Dynamik erlaubt als das serielle Design (Schneider, Drust et al. 2013). Die Lagerung dieser Aktorik ist wiederum mit Festkörpergelenken umgesetzt (siehe Abbildung 2.11) und bietet so die Möglichkeit, die Steifigkeit der Aktorik durch Finite Elemente Simulation optimal einzustellen.

Die Messung sowohl der Ausdehnung der Piezoaktoren als auch der Spindelposition erlaubt eine kaskadierte Regelung der Spindelposition. Die innere Kaskade stellt dabei die Regelung der Ausdehnung der Piezoaktoren dar. Dehnmessstreifen erfassen die tatsächliche Ausdehnung und bilden damit die Rückführgröße (Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG 2014). Kapazitive Sensoren (Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG 2014) erfassen die Position der Frässpindel über einen Messwürfel, der fest mit der Spindel verbunden ist, und ermöglichen somit eine äußere Kaskade, welche die Position der Frässpindel ausregelt.

Auch zur Regelung von Piezosystemen gibt es schon Vorarbeiten in der Fachliteratur, die sich unter anderem mit Hysteresekompensation befassen (Rudolf 2008).

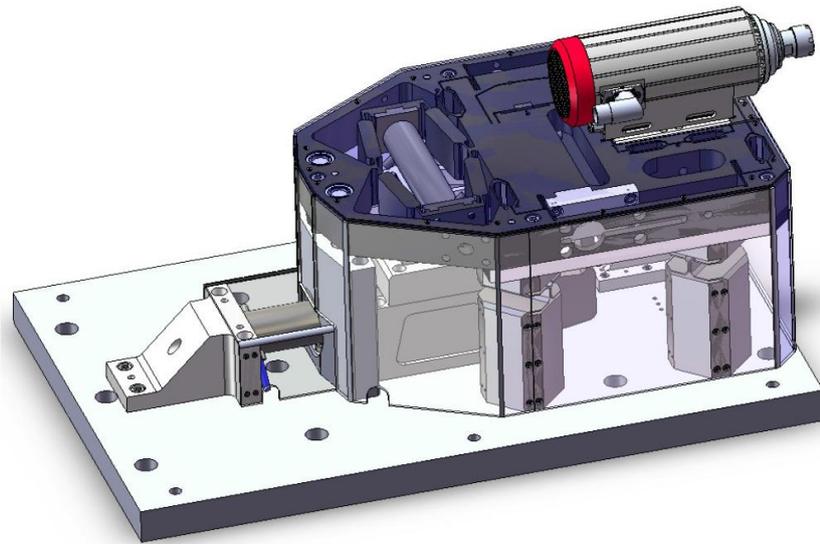


Abbildung 2.10: Serielles Design einer Ausgleichkinematik mit Festkörpergelenken zum hochgenauen Roboterfräsen (Puzik 2011)

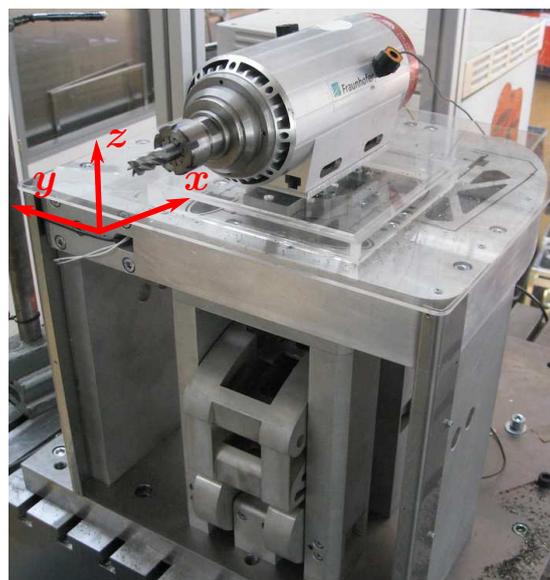


Abbildung 2.11: Aktorik mit parallelem Design (Schneider, Drust et al. 2013)

2.2.10 Alternative Ansätze zur Genauigkeitssteigerung

Bis hierhin sind klassische, in der Fachliteratur verfügbare Ansätze zur Genauigkeitssteigerung beim Zerspanen mit IR aufgeführt. Es gibt aber darüber hinaus alternative Wege, welche die Bearbeitungsqualität beim Zerspanen verbessern können. Um das Getriebeispiel des ersten Gelenks des Roboters zu unterdrücken, stellt Freising den Roboter auf eine schräge Plattform, wodurch das Gelenk durch die Schwerkraft vorgespannt wird (Freising, Kothe et al. 2014). Bauer und Abele schlagen einen iterativen Weg vor, in dem sie das Werkstück nach der Zerspanung mit dem IR vermessen und anschließend die Bahn für



Abbildung 2.12: Durch parallele Streben verstärkter Industrieroboter mit erhöhter Steifigkeit zum Zerspanen (Fill 2014)

den Roboter davon abgeleitet korrigieren (Bauer 2012, Abele, Schützer et al. 2012). Allein durch sinnvolle Programmierung von Industrierobotern lässt sich die Steifigkeit und das Schwingungsverhalten des Roboters optimieren. Durch sinnvolle Positionierung des Werkstücks und durch intelligentes Auflösen von Freiheitsgraden lässt sich die Dynamik gezielt beeinflussen (Dumas, Caro et al. 2012b, Caro, Dumas et al. 2013). Pan gibt einen Überblick über Werkzeuge zur Roboterprogrammierung (Pan und Zhang 2008a, Pan, Polden et al. 2012). Abele erweitert diese Methoden um ein vorgelagertes Einmessen des Werkstücks, um die Bahngenerierung an der realen Geometrie des Werkstücks vorzunehmen (Abele, Weigold et al. 2008b). Delcam Ltd. mit PowerMILL und Jabez Technologies mit Robotmaster stellen bereits Hilfsmittel zur Verfügung, die es erlauben, für Zerspanprozesse mit Industrierobotern optimierte Bahnen zu generieren und den verbleibenden Freiheitsgrad um die Werkzeugachse zum Beispiel beim Bohren oder Fräsen sinnvoll auszunutzen (Delcam Ltd. 2014, Jabez Technologies 2014).

Die Firma Fill nähert sich dem Thema Genauigkeitssteigerung auf konstruktivem Wege und verstärkt Industrieroboter durch zusätzliche aktiv angetriebene Streben (Fill 2014). So werden in die serielle Roboterkinematik parallele Abstützungen eingebracht, wodurch die resultierende Steifigkeit des Roboters am Endeffektor verbessert wird. Jedoch beraubt man den Industrieroboter gleichzeitig seiner größten Stärken, seines großen Arbeitsraums und seiner Orientierungsfähigkeit (siehe Abbildung 2.12).

Robertsson, Alban, Verdonck und Kurze betrachten die Genauigkeitssteigerung bei dynamischen Bewegungen (Robertsson, Valera et al. 2000, Alban 2001, Verdonck und Swevers 2002, Kurze 2008). In dieser Arbeit soll jedoch der Fokus auf Zerspanungsprozessen mit langsamen Roboterbewegungen liegen.

2.3 Modellbasierte Regelung

Regelung von Aktorsystemen ist bereits seit mehreren Jahrzehnten Gegenstand der Forschung und die Fachliteratur bietet eine Vielzahl an verschiedenen Vorgehensweisen, um zu dem gewünschten Systemverhalten zu gelangen. Aus vielen Jahren der Forschung hat man gelernt, dass man zwar oft ohne detailliertes Wissen über das zu regelnde System funktionsfähige Regler aufbauen kann, dass man jedoch meist detaillierte Informationen über das zu regelnde System braucht, um die Leistungsfähigkeit des Systems zu optimieren (Lunze 2014b). Um das reale Systemverhalten zu beschreiben, werden Modelle verwendet, mit deren Hilfe sich Regelungen wesentlich präziser einstellen lassen. Sie ermöglichen darüber hinaus die Verwendung der Klasse der modellbasierten Regelungen, die wesentlich gezielter auf das System wirken kann als das ohne Modellwissen möglich ist.

Im Bereich der Regelung von Piezoaktoren ist die Anwendung von modellbasierten Reglern bereits etabliert. Munzinger, Wittstock und Rudolf regeln Piezoaktoren, um die Genauigkeit in Werkzeugmaschinen zu steigern (Munzinger 2006, Wittstock 2006, Rudolf 2008). Die Beschreibung des nichtlinearen Übertragungsverhaltens von Piezoaktoren, insbesondere Hysterese- und Krieeffekte, erlaubt eine optimale Zustandsregelung durch einen Beobachter.

Auch in der Robotik gehört die modellbasierte Regelung bereits zum Stand der Technik. Robotermodelle werden auf Gelenkebene zur Implementierung leistungsstarker Vorsteuerungen verwendet, um eine gute Dynamik des Roboters zu erreichen. Endeffektorregelung findet bisher jedoch auf Basis einfacher Regelungsansätze statt (siehe Kapitel 2.2.8).

2.3.1 Modellierung von Hysterese

Das Phänomen der Hysterese stellt ein nichtlineares Übertragungsverhalten dar, bei dem die Ausgangsgröße nicht allein von der Eingangsgröße, sondern zusätzlich auch von der Vergangenheit abhängt (Brokate und Sprekels 1996). Beispiele für Hystereseverhalten findet man beim Ferromagnetismus, Piezokeramiken oder bei Zweipunktreglern.

In der Fachliteratur findet man vier verschiedene Ansätze zur Abbildung von Hystereseeffekten. Die Beschreibungen nach Preisach (Ge und Jouaneh 1996, Lei, Tan et al. 2011), Prandtl-Ishlinskii (Brokate und Sprekels 1996, Krejci und Kuhnen 2001, Al Janaideh, Mao et al. 2008, Al Janaideh, Feng et al. 2009, Sun und Yang 2010, Al Janaideh, Rakheja et al. 2011) und Bouc-Wen (Ismail, Ikhrouane et al. 2009) lassen sich durch kompakte mathematische Gleichungen formulieren. Auch neuronale Netze sind geeignet, um Hystereseeffekte abzubilden (Hastie, Tibshirani et al. 2009, Xu 1993). Für die Regelung von Systemen ist die Modellierung von Hystereseeffekten besonders dann interessant, wenn das Modell invertiert werden kann und als Vorsteuerung zur Steigerung der Dynamik verwendet werden kann (Krejci und Kuhnen 2001, Kuhnen und Janocha 2001, Kuhnen 2001). Dies trifft je-

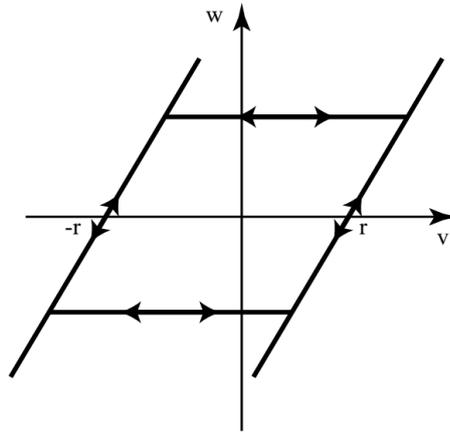


Abbildung 2.13: Hystereseoperator des Prandtl-Ishlinskii Modells (Glaser 2011)

doch nicht auf alle Modellierungsansätze zu. Allein die Modellierung nach Prandtl-Ishlinskii und neuronale Netze sind invertierbar und für die betrachteten Eingangssignale geeignet. Im Folgenden werden die Ansätze kurz beschrieben.

Erstmals veröffentlicht durch den Physiker F. Preisach 1935 (Preisach 1935) wird das Preisach-Modell beschrieben durch

$$x(t) = P(u(t)) = \int \int_{\alpha \leq \beta} \mu(\alpha, \beta) \gamma_{\alpha\beta}[u(t)] d\alpha d\beta \quad (2.13)$$

mit dem Ausgang des Modells $x(t)$, der Gewichtungsfunktion $\mu(\alpha, \beta)$, dem minimalen und maximalen Eingang α und β und dem Hystereseoperator $\gamma_{\alpha\beta}$. Das Modell kann als Diskretisierung des Arbeitsraumes in die Punkte (α, β) verstanden werden, wobei lokal jeweils der Hystereseoperator $\gamma_{\alpha\beta}$ wirkt.

Die Modellierung nach Prandtl-Ishlinskii lehnt sich an das Preisach-Modell an. Auch hier werden Hystereseoperatoren F_r eingesetzt, um das typische vergangenheitsabhängige Verhalten der Hysterese abzubilden. y_p ergibt sich dann zu

$$y_p = q\nu + \int_0^R p(r) F_r[\nu](t) dr \quad (2.14)$$

mit der Eingangsfunktion ν , deren Bewertung q , der Dichtefunktion $p(r)$ in Abhängigkeit vom Schwellwert r und der Anzahl an Hystereseoperatoren R . Das Diagramm eines Hystereseoperators ist dargestellt in Abbildung 2.13.

Er kann dabei analytisch beschrieben werden durch

$$F_r[\nu](0) = f_r(\nu(0), 0) = w(0) \quad (2.15)$$

$$F_r[\nu](t) = f_r(\nu(t), F_r[\nu](t_i)) \text{ für } t_i < t < t_{i+1} \text{ und } 0 \leq i \leq N - 1 \quad (2.16)$$

$$\text{mit der Funktion } f_r(\nu, w) = \max(\nu - r, \min(\nu + r, w)) \quad (2.17)$$

Das Generalisierte Prandtl-Ishlinskii Modell (GPI) ergibt sich durch die Superpositionen der Hystereseoperatoren F_r (Brokate und Sprekels 1996):

$$y_p = q\gamma(\nu) + \int_0^R p(r)F_r[\nu](t)dr \quad (2.18)$$

Im Vergleich mit dem normalen Prandtl-Ishlinskii Modell in Gleichung 2.14 unterscheidet sich das GPI durch eine Modellierung $\gamma(\nu)$ der Eingangsfunktion ν . Diese Modellierungsfunktion erlaubt es, beispielsweise Sättigungsphänomene besser abzubilden (Al Janaideh, Feng et al. 2009). Die Invertierung des GPI ist auf analytischem Wege möglich (Krejci und Kuhnen 2001, Al Janaideh, Feng et al. 2009) durch

$$y_{p_\gamma}^{-1}(t) = \gamma^{-1}(q^{-1}\nu(t) + \sum_{j=1}^n \hat{p}_j(\hat{r}_j)F_{r_j}[\nu](t)) \quad (2.19)$$

mit

$$q^{-1} = \frac{1}{q} \quad (2.20)$$

$$\hat{r}_j = qr_j + \sum_{i=1}^{j-1} p_i(r_j - r_i) \quad (2.21)$$

$$\hat{p}_j(\hat{r}_i) = -\frac{p_j(r_j)}{(q + \sum_{i=1}^j p_i(r_i))(q + \sum_{i=1}^{j-1} p_i(r_i))} \quad (2.22)$$

Die Modellierungsfunktion γ muss dabei invertierbar, stetig und strikt monoton sein, damit die analytische Invertierung existiert.

Als letzte Abbildung von Hystereseeffekten soll nun das Bouc-Wen Modell dargestellt werden. Es verwendet nichtlineare Differentialgleichungen, um die Beziehung zwischen Signaleingang und -ausgang zu beschreiben (Bouc 1969, Wen 1976). Details über den aktuellen Stand der Forschung werden durch Ismail dargestellt (Ismail, Ikhouane et al. 2009). Die Modellierung ist jedoch auf Schwingungsfunktionen als Eingangsgrößen fokussiert und ist daher nicht in der Lage, Hysterese für allgemeine Eingangssignale exakt abzubilden.

2.3.2 Identifikation von linearen Modellen und Beobachterentwurf

Für leistungsfähige Regelungskonzepte sind Modelle der Regelstrecke unabdingbar. Dies ist insbesondere dann der Fall, wenn nicht alle Systemzustände direkt gemessen werden können und ein Beobachter benötigt wird, um Zustandsregelungen zu realisieren. Lutz und

Wendt klassifizieren die Methoden der Modellidentifikation in analytische und experimentelle Modellbildung (Lutz und Wendt 2005). Die analytische Modellbildung erfordert dabei ein detailliertes Wissen über die Regelstrecke. Dies umfasst zum einen genaue Kenntnis über das physikalische Wirkprinzip, um die Struktur des Modells zu identifizieren. Zum anderen aber müssen auch Parameter des Modells bekannt sein. Diese Parameter können beispielsweise Konstanten in Elektromotoren oder Massen in schwingfähigen Systemen sein. Häufig ist die Gesamtheit dieser Eigenschaften der Regelstrecke nicht bekannt. Um trotzdem Modelle identifizieren zu können, gibt es Methoden zur experimentellen Bestimmung von Modellstruktur und Modellparametern (Johansson 1993). Diese Methoden ermöglichen, durch Auswertung von Eingangs- und Ausgangsdaten eine Modellstruktur der Regelstrecke zu identifizieren und darüber hinaus die notwendigen Parameter zu bestimmen. Eine Möglichkeit der Darstellung der Modelle ist die Repräsentation im Zustandsraum mit den Zustandsmatrizen Φ, Γ, C und D , dem Systemeingang u_k , dem Systemausgang y_k , dem Systemzustand x_k und den Rauschvariablen ν_k und e_k durch

$$\begin{aligned}x_{k+1} &= \Phi x_k + \Gamma u_k + \nu_k \\y_k &= C x_k + D u_k + e_k\end{aligned}\tag{2.23}$$

Zur Identifikation der Zustandsmatrizen stehen verschiedene Hilfsmittel zur Verfügung. Die System Identification Toolbox (Ljung 2010) in MATLAB und die State-Space Model Identification (SMI) Toolbox (Haverkamp, Chou et al. 1997) erlauben die Bestimmung der Zustandsmatrizen auf Basis von Eingangs- und Ausgangsdatensätzen. Dabei kommen in dieser Arbeit insbesondere die N4SID Methode (Van Overschee und De Moor 1994) und der MOESP Algorithmus (Verhaegen und Dewilde 1992) zum Einsatz.

Da in vielen Systemen nicht alle Systemzustände gemessen werden können, erlaubt die Identifikation von Übertragungstrecken die Implementierung von Beobachtern um die Systemzustände auf Basis von Modell und Systemausgang rekonstruieren zu können. Ein häufig verwendeter Vertreter von Beobachtern stellt der Kalmanfilter dar. Der Kalmanfilter mit der Kalmanverstärkung K (Astrom und Wittenmark 2011) kann beschrieben werden durch

$$\begin{aligned}\hat{x}_{k+1} &= \Phi \hat{x}_k + \Gamma u_k + K(y_k - C \hat{x}_k - D u_k) \\ \hat{y}_k &= C \hat{x}_k + D u_k\end{aligned}\tag{2.24}$$

Die genaue Kenntnis der Systemzustände ermöglicht die Implementierung von Zustandsregelungen und erlaubt dadurch, auf die Regelstrecke zugeschnitten reagieren zu können. Abbildung 2.14 stellt den Signalfluss bei der Implementierung eines Kalmanfilters dar.

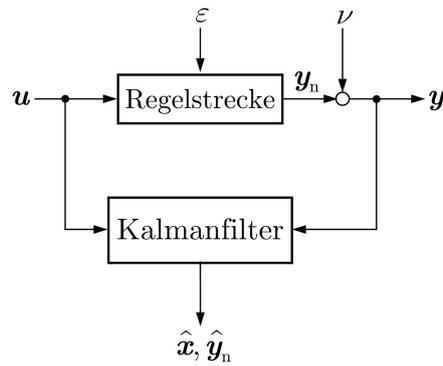


Abbildung 2.14: Kalmanfilter zur Zustandsrekonstruktion mit dem Systemeingang u , dem Systemausgang y , dem Prozessrauschen ϵ , dem Messrauschen ν und dem geschätzten Systemzustand \hat{x} und der geschätzten Regelgröße \hat{y} (Lunze 2014b)

2.3.3 Optimale Regelung

PID-Regler sind im industriellen Kontext verbreitet, da sie nur geringen Aufwand bei der Implementierung erfordern und durch Variation der Parameter der einzelnen Regleranteile P , I und D intuitiv angepasst werden. Zumeist führt diese Herangehensweise auch zu zufriedenstellenden Ergebnissen, das volle Potential der Systeme ruft dieser Ansatz jedoch nur in seltenen Fällen ab. Die optimale Linear Quadratische Regelung (LQ) bietet basierend auf bekannten Systemzuständen die Möglichkeit, das Systemverhalten nach bestimmten Kriterien zu optimieren. Durch die Definition des Gütefunktions $J(u)$ (siehe Gleichung 2.25) wird festgelegt, welche Systemparameter minimiert werden sollen (Lunze 2014b). In diesem Beispiel werden die Zustände x und die Stellgröße u minimiert durch

$$J(u) = \sum_{k=1}^{\infty} x_k^T Q x_k + u_k^T R u_k \quad (2.25)$$

Die beiden Matrizen Q und R gewichten in Gleichung 2.25 die beiden zu minimierenden Parameter gegeneinander und müssen symmetrisch und positiv semidefinit sein. Für die Regelstrecke (siehe Gleichung 2.26) ergibt sich durch Lösen der Riccattigleichung (siehe Gleichung 2.27) und Einsetzen von P der optimale Regler K^* (Astrom und Wittenmark 2011) durch

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t), x(0) = x_0 \\ y(t) = Cx(t) \end{cases}, \quad (2.26)$$

$$A^T P + PA - PBR^{-1}B^T P + Q = 0 \quad (2.27)$$

$$K^* = R^{-1}B^T P \quad (2.28)$$

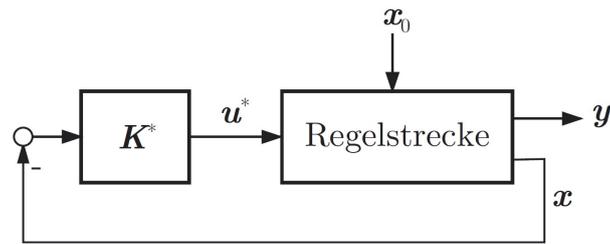


Abbildung 2.15: Geschlossener Zustandsregelkreis mit optimalem Regler K^* , Stellgröße u^* , Regelgröße y und Zuständen x (Lunze 2014b)

Abbildung 2.15 zeigt den geschlossenen Regelkreis mit dem Regler K^* . Während beim Einstellen von PID-Reglern die Regelparameter manuell angepasst werden müssen, bleiben bei der optimalen Regelung die Gewichtungsmatrizen Q und R als Freiheitsgrade, die manuell eingestellt werden müssen. Hierfür gibt es Hinweise, wie diese sinnvoll zu wählen sind (Lunze 2014b), in der Regel findet aber wie bei PID-Reglern ein manueller Anpassungsprozess statt, um die Leistungsfähigkeit des Systems zu maximieren.

2.4 Überlagerte Regelung für Systeme mit Makro-/Mikroaktuierung

Wenn in Systemen mehrere Aktoren auf dieselbe Zielgröße wirken, sollte die Regelung so ausgelegt werden, dass die maximale Leistungsfähigkeit unter Berücksichtigung der Randbedingungen erreicht werden kann. Oft handelt es sich dabei um Aktoren mit verschiedenen Bandbreiten und Arbeitsräumen. Aktoren mit großer Dynamik weisen dabei häufig geringere Stellwege auf als die Aktoren mit geringerer Dynamik. Sharon und Fasse beschreiben einen Regelungsansatz für Systeme mit einem dynamischen Aktor mit kleinem Stellweg (Mikroaktuierung) und einem langsamen Aktor mit großem Stellweg (Makroaktuierung) (Sharon, Hogan et al. 1993, Fasse und Hogan 2000). Typischerweise treten diese Problemstellungen im Kontext der Ventilregelung auf. Allison führt dafür die Mid-Ranging Regelung ein (Allison und Isaksson 1998, Allison und Ogawa 2003). Dabei wird der Regelkreis so ausgelegt, dass sich der dynamische Aktor mit geringem Stellweg möglichst in der Mitte seines Arbeitsraumes bewegt. Die Abweichung der Mikroaktuierung von der Mitte des Stellwegs wird der Makroaktuierung als Offset zugeführt. Bei ausreichender Dynamik der Makroaktuierung reicht so bereits ein kleiner Stellweg der Mikroaktuierung aus, um die gemeinsame Zielgröße mit einer hohen Bandbreite ausregeln zu können (Vergleich Kapitel 4.3.3).

Neben der Ventilregelung existieren auch noch weitere Formen der Mid-Ranging Regelung. Gayadeen stellt einen internal model control (IMC) Ansatz vor (Gayadeen und Heath 2009), Sörnmo verwendet einen adaptiven Ansatz der IMC-Regelung für das Fräsen mit In-

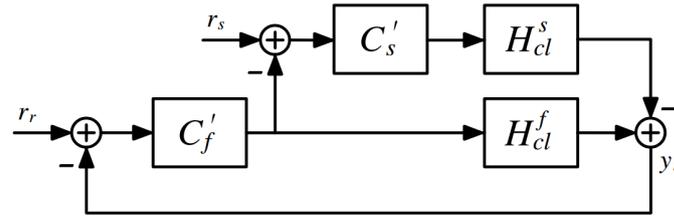


Abbildung 2.16: Mid-Ranging Regelung (Sornmo, Olofsson et al. 2013)

dustrierobotern vor (Sornmo, Olofsson et al. 2013). Abbildung 2.16 zeigt den Aufbau einer klassischen Mid-Ranging Regelung. Das Signal r_r bezeichnet dabei den Sollwert und r_s die Abweichung vom Arbeitspunkt der Mikroaktuierung, die als Korrektur an die Makroaktuierung geschickt wird. Die Regelung wird dadurch stets versuchen, die Mikroaktuierung zum Arbeitspunkt zurückzuführen. Die beiden Regler C'_f und C'_s werden entsprechend der Dynamik der Makroaktuierung H^s_{cl} und der Mikroaktuierung H^f_{cl} ausgelegt. y_r bezeichnet die gemessene Rückführgröße des Systems.

2.5 Folgerungen aus dem Stand der Technik und offene Potentiale

Das Feld der Genauigkeit von IR wird schon seit mehreren Jahrzehnten in der Wissenschaft untersucht. Durch die wachsenden Genauigkeitsanforderungen in der Industrie, unter anderem durch vermehrten Einsatz von Industrierobotern für spanende Prozesse, gewinnt die Genauigkeit von Robotern weiter an Bedeutung. Bisherige Aktivitäten fokussieren sich vornehmlich auf die Modellierung des Roboterhaltens und darauf aufbauend auf modellbasierte Kompensation. Erste hilfreiche Software-Werkzeuge zur Programmierung, die das Potential des Roboters ausschöpfen und mögliche Freiheitsgrade gezielt nutzen können, sind auf dem Markt verfügbar (Delcam Ltd. 2014, Jabez Technologies 2014). An der autonomen Anpassung an lokale Bedingungen (SMERobotics: EU/FP7 2014) und an Anpassungen von Industrierobotern durch Verspannen von Getrieben oder zusätzlicher abtriebsseitiger Sensorik wird aktuell von Roboterherstellerseite gearbeitet.

Weiteres Potential ergibt sich aus der Weiterentwicklung von Modellen. Insbesondere die Mechanik von Industrierobotern ist komplex und bisher noch nicht komplett erfasst. Verformung und Spiel werden aktuell nur vereinfacht betrachtet und geben das reale Verhalten von Robotern noch nicht präzise wieder. In dieser Arbeit wird eine nichtlineare Modellierung der Verformung von Industrierobotern mit 36 Freiheitsgraden vorgestellt, welche die Mechanik von Robotern in einer neuen Präzision erfasst und beschreibt. Kinematische Kalibrierung hat sich in der Literatur als wirkungsvolles Werkzeug zur Genauigkeitssteigerung erwiesen. Jedoch liegt der Fokus dieser Arbeit auf Werkstücken mit Abmessungen

kleiner $500 \times 500 \times 500 \text{mm}^3$. In diesem Bereich sind die Effekte von kinematischer Kalibrierung zu vernachlässigen und werden deshalb in dieser Arbeit nicht betrachtet. Insbesondere jedoch wird die Limitierung von Robotern durch deren Bandbreite durch aktuelle Literatur noch nicht fokussiert betrachtet. Gerade in der Zerspanung treten durch hohe Drehzahlen hohe Frequenzen auf und regen die beteiligten Systeme zu Schwingungen an. Hohe Genauigkeiten, die an die Genauigkeiten von Werkzeugmaschinen heranreichen können nur erreicht werden, wenn die Bandbreite des Gesamtsystems erhöht werden kann und auch hochfrequente Störungen und Anregungen kompensiert werden können. In dieser Arbeit wird die Regelung einer Roboteranlage in Kombination mit externer Messung und einem Aktorsystem vorgestellt und an dem Beispiel des Roboterfräsens evaluiert.

Eine relative Einordnung bestehender Ansätze zueinander ist aktuell nicht möglich, da Methoden jeweils isoliert betrachtet werden und kein einheitliches Evaluierungsszenario verfolgt wird. In dieser Arbeit wird der unkompensierte Roboter mit verschiedenen Ausbaustufen im Fräsprozess untersucht und durch Messung auf einer Koordinatenmessmaschine mit dem unkompensierten Fall in Relation gesetzt. Die relative Einordnung erlaubt darüber hinaus eine Qualifizierung der Maßnahmen für verschiedene Zerspanungsprozesse und Anwendungen.

3 Analyse von Störeinflüssen

Beim roboterbasierten Zerspanen mit Genauigkeiten im Bereich von Mikrometern können Systeme nicht mehr entkoppelt betrachtet werden. Bereits geringe Änderungen in der Umgebung, dem Roboter selbst oder im Prozess wirken sich auf das Prozessergebnis aus. Um eine Verbesserung der Genauigkeit unter $<100\ \mu\text{m}$ zu erreichen, muss dementsprechend eine Analyse aller relevanten Fehlerquellen erstellt werden (Schneider 2013a) (vergleiche Genauigkeit bei Industrierobotern in Kapitel 2.2.1). In diesem Kapitel wird diese Problematik adressiert und Fehlereinflüsse werden strukturiert und nach Amplituden und Frequenzen quantifiziert.

Abbildung 3.1 zeigt eine mögliche Einteilung der Fehlereinflüsse auf die Bearbeitungsgenauigkeit mit IR. Die betrachteten Systemgrenzen werden dabei nicht um den Roboter selbst gezogen, sondern die Umgebung gehört mit ihren Einflüssen explizit zum betrachteten System (Schneider, Ansaloni et al. 2013, Schneider, Drust et al. 2014). Weitere wesentliche Fehler resultieren bei der Zerspanung aus den mechanischen Komponenten des Robotersystems. Im Speziellen sind hier die Getriebe als Schwachstellen zu nennen. Eine weitere Quelle von Abweichungen ist in der Steuerung zu finden. Dies betrifft sowohl die Bahnplanung als auch die kinematischen Transformationen. Des Weiteren beeinflusst auch der Zerspanprozess die Qualität des Ergebnisses. Die aus der Roboterstruktur und dem Prozess resultierende Dynamik ist eine wesentliche Einflussgröße auf die Genauigkeit.

Um die strukturierte Analyse durch Messergebnisse zu untermauern, wird die folgende Roboteranlage verwendet (siehe Abbildung 3.2): Eine KR125 Robotermechanik der Serie 2000 von KUKA (KUKA Roboter GmbH 2014a) auf einem Maschinenbett von 14 t Masse. Dieses Maschinenbett dient dazu, Störungen, die von außen auf die Roboteranlage einwirken, zu dämpfen und darüber hinaus Relativbewegungen der Zellkomponenten zu verhindern (Puzik 2011). Die Lagerung des Maschinenbetts auf acht Dämpfungselementen soll die Einkopplung von Störungen weiter reduzieren. Die Anlage befindet sich im Erdgeschoss eines Gebäudes mit Unterkellerung. Der IR wird durch den CNC-Kern von TwinCAT 2 (Beckhoff Automation GmbH 2014) angesteuert, was eine präzise Bahnplanung für den Fräsprozess erlaubt. Der Roboter führt an seinem Endeffektor einen Schraubstock, durch den verschiedene Werkstückgeometrien gespannt werden können und, wie bei Werkzeugmaschinen verbreitet, durch Flächenpressung zu befestigen. Zwischen Flansch und Schraubstock misst ein Kraft-/Momentensensor theta SI-2500-400 von ATI (ATI Industrial Automation 2014)

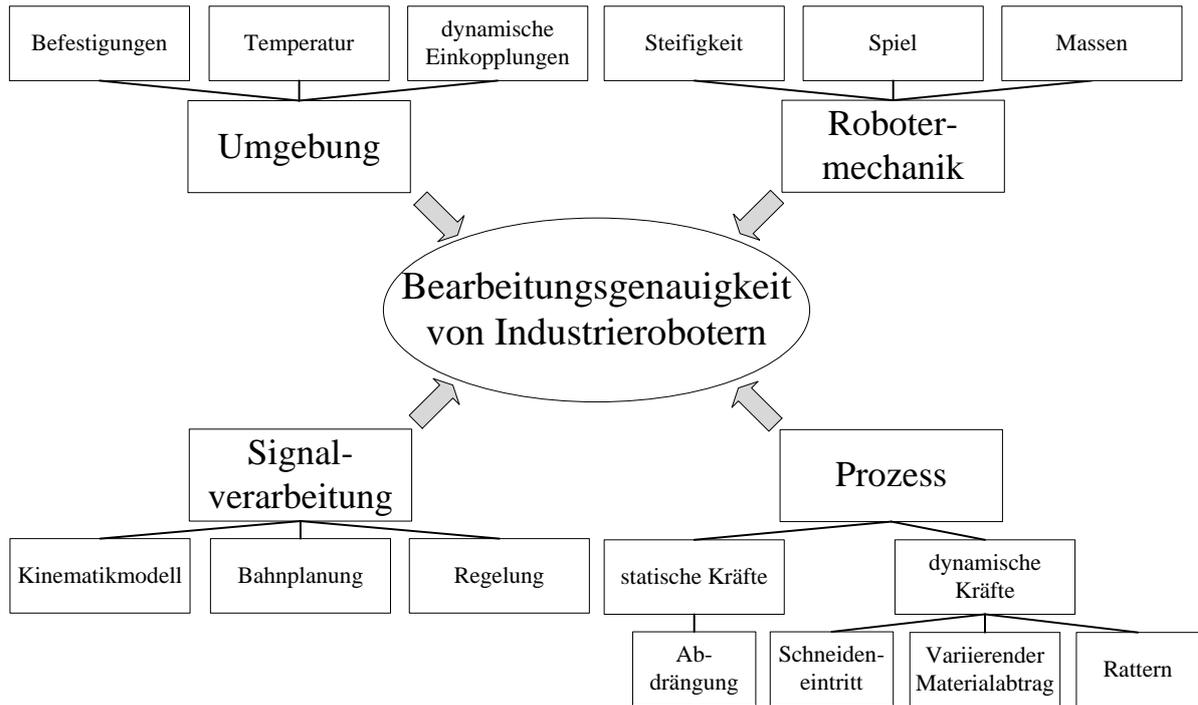


Abbildung 3.1: Kategorisierung der Einflüsse auf die Bearbeitungsgenauigkeit mit Industrierobotern

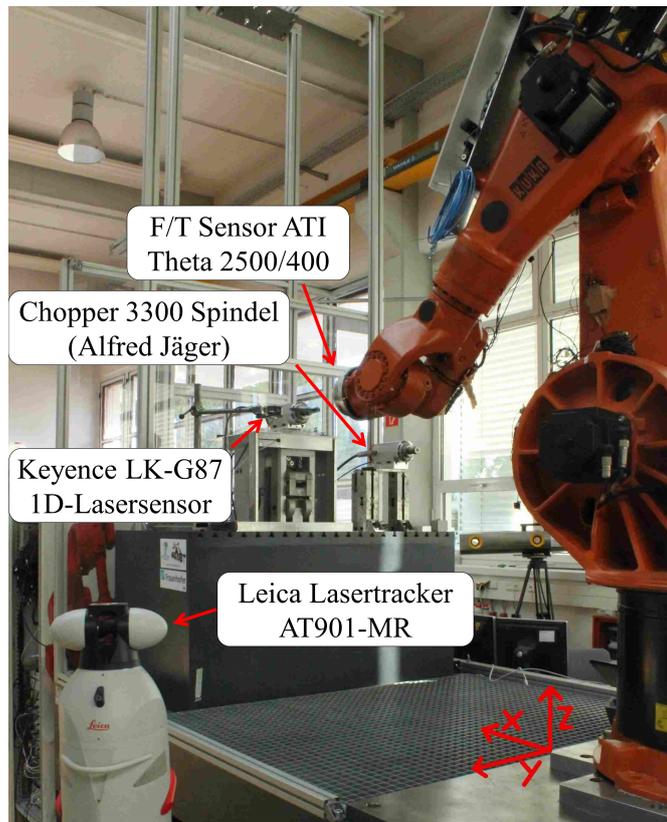


Abbildung 3.2: Aufbau zur Messung von Fehlereinflüssen

die 6-dimensionale Belastung. Eine Chopper 3300 Spindel von Alfred Jäger (Alfred Jäger 2014) wird verwendet, da sie eine ausreichende Leistung, einen flexiblen Drehzahlbereich und einen genauen Rundlauf von $2\ \mu\text{m}$ aufweist. Zur Positionsmessung des Roboters wird zum einen ein eindimensionaler Lasersensor LK-G87 der Firma Keyence (Keyence Corporation 2014) und zum anderen ein 3D-Lasertracker AT901-MR von Leica Geosystems (Leica Geosystems 2014) verwendet. Damit kann die 3D-Position des Endeffektors auf Mikrometer genau im kompletten Arbeitsraum des Roboters bestimmt werden. Da in der Versuchshalle ebenfalls schwere Bearbeitungszentren und andere Roboterzellen aufgestellt sind, werden die Versuche nur bei Stillstand aller übrigen Anlagen durchgeführt.

3.1 Umgebung

Einflüsse aus der Umgebung auf die Roboterzelle sind vielfältig und variieren von Zelle zu Zelle stark. Bei Messungen und Bearbeitung im Bereich von Mikrometern muss der Betrachtungsrahmen wesentlich weiter gefasst werden und auch für normale Bearbeitungsvorgänge irrelevante Einflüsse berücksichtigt werden. Gerade weil Roboter nicht im Standardfall auf einem Fundament aufgestellt werden und die Verbindung zwischen Werkstück und Werkzeug in der Regel nicht so massiv ist wie bei einer Werkzeugmaschine, müssen die Aufstellbedingungen im Speziellen betrachtet werden. Mögliche Quellen von Störungen sind dabei sowohl außerhalb des Gebäudes als auch innerhalb zu suchen. Schwerlastverkehr in unmittelbarer Nähe des Gebäudes wirkt sich je nach Bodenbeschaffenheit bis auf den Endeffektor des Roboters aus. Anlagen in der gleichen Versuchshalle können Schwingungen verursachen, die in der benachbarten Roboteranlage noch messbar sind. Beispielfhaft soll der Einfluss von Personen und leichten Fahrzeugen in der unmittelbaren Umgebung des Versuchsaufbaus untersucht werden (siehe Abbildung 3.3). Gemessen wird dabei die Position des Endeffektors durch den eindimensionalen Lasersensor LK-G87 (Keyence Corporation 2014). Der Sensor ist mit einer Vorrichtung auf dem Maschinentisch des Maschinenbetts befestigt und durch das Maschinenbett fest mit dem Roboter verbunden (siehe Abbildung 3.2). Trotzdem sind die Schritte einer vorbeilaufenden Person als Änderung der relativen Position von Endeffektor und Sensor auf dem Maschinenbett mit einer Amplitude von $\pm 20\ \mu\text{m}$ messbar. Ein vorbeifahrender Hubwagen wird ebenfalls mit einer Amplitude von $\pm 7\ \mu\text{m}$ wahrgenommen. Obwohl diese Störungen durch die Keilschuhe und die Masse des Maschinenbetts gefiltert und gedämpft werden, sind damit trotzdem noch dynamische Einkopplungen im Bereich von $\pm 20\ \mu\text{m}$ messbar.

Ein weiterer Effekt, der noch einen wesentlich größeren Einfluss haben kann, sind die Befestigungen aller Zellkomponenten. Ist eine Zellkomponente nur unzureichend befestigt, kann es leicht zu Verschiebungen von mehr als 1 mm kommen. Dies betrifft sowohl den Roboter als auch die Spindel, das Werkstück und gegebenenfalls ein externes Messsystem. Um

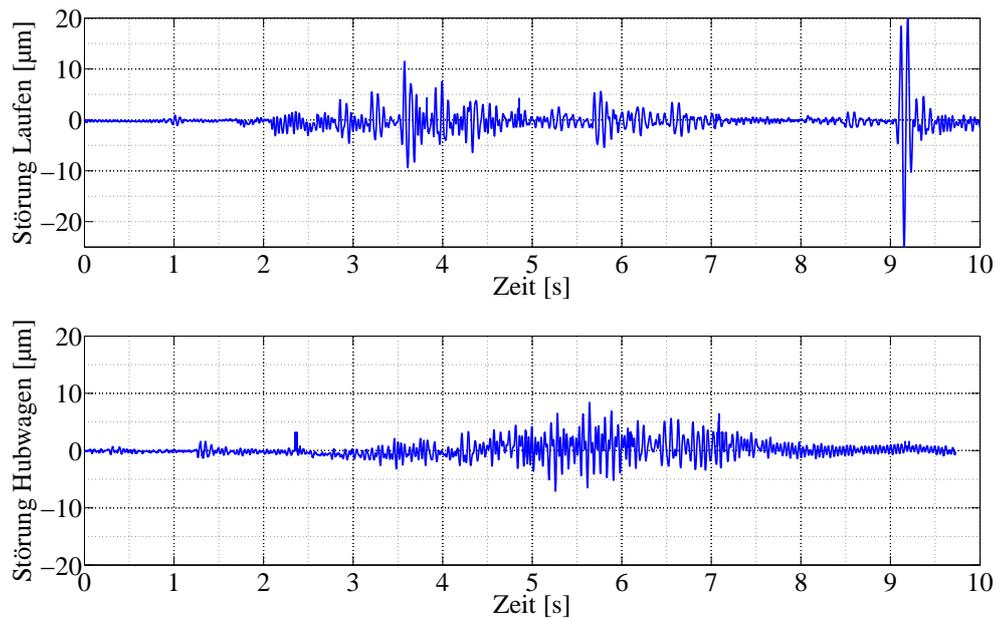


Abbildung 3.3: Einfluss von Störungen aus der Umgebung auf die Roboteranlage

dies zu verhindern, ist es ratsam, auch bei Zerspanungsanlagen mit Robotern auf bewährte Technologien aus der Werkzeugmaschinenwelt zurückzugreifen. Herkömmliche Greifer für Robotersysteme sind für die Belastungen von Zerspanprozessen nicht ausgelegt und sind deshalb für diese Applikationen nicht geeignet. Um Spiel zu vermeiden, ist der Einsatz von Passstiften ratsam, da bei Schraubverbindungen die Gefahr besteht, dass sie sich unter dem Einfluss von Schwingungen während dem Prozess lösen und sich damit die geometrischen Bedingungen ändern.

Ein letzter Einfluss sind Temperaturschwankungen. An dem Endeffektor können Änderungen der Temperatur zu Verformungen von mehr als 0,4 mm führen (Verl 2010). Diese können einerseits von Luftzirkulation im Gebäude herrühren oder aber Folge der Erwärmung von Motoren und Lagern des Roboters sein. Eine verbreitete Maßnahme zur Reduktion dieser temperaturbedingten Verformungen stellt das Einfahren von Roboteranlagen dar. Dabei wird die Anlage unter der für die Applikation typischen Last betrieben, um die Arbeitsbedingungen zu simulieren. In diesem Zustand wird die Anlage dann programmiert. Allerdings können dadurch keine Veränderungen durch Wärmeeinwirkung von außen kompensiert werden. Um eine präzise Vorhersage der Anlage unter Temperatureinwirkung treffen zu können, braucht man ein Modell. Für einen spezifischen Aufbau schafft es Heisel, die Abweichung eines Standardindustrieroboters auf $\pm 10 \mu\text{m}$ zu reduzieren (Heisel, Richter et al. 1997). Verl reduziert die Abweichungen von IR im Automobilkontext von 0,4 mm auf $50 \mu\text{m}$ (Verl 2010). Im Allgemeinen ist die Modellbildung der Veränderung von IR unter Wärmeeinfluss aufgrund der Diversität der verbauten Materialien und Bauteile und der damit verbundenen Vielzahl an unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten als schwierig anzusehen.

3.2 Robotermechanik

Während man die Einflüsse durch die Umgebung durch saubere Planung und solides Aufstellen der Anlage stark reduziert werden können, lässt sich die Robotermechanik in der Regel nicht modifizieren, da dies mit erheblichen Mehrkosten verbunden wäre und darüber hinaus dadurch Gewährleistungsansprüche verfallen. Im Bereich der Robotermechanik kann zwischen geometrischen und nichtgeometrischen Einflüssen unterschieden werden (Mustafa, Tao et al. 2010). Der wesentliche Unterschied liegt darin, dass der Fehlereinfluss von geometrischen Quellen durch Kalibrierung reduziert werden kann, während der Einfluss nichtgeometrischer Quellen in der Regel dynamischer Natur ist und nicht durch Kalibrierung kompensiert werden kann. Nach Oh und Erkaya ist dabei der Einfluss der nichtgeometrischen Quellen als größer einzuschätzen als der Einfluss geometrischer Quellen (Oh 2011, Erkaya 2012).

Unter geometrischen Quellen versteht man alle Einflüsse, die mit der kinematischen Beschreibung des Roboters und den Zellkomponenten zusammenhängen. Dies umfasst sowohl die Robotermechanik als auch den Endeffektor und alle anderen Zellkomponenten. Da diese Beschreibungen jedoch eng mit den Berechnungen in der Robotersteuerung verknüpft sind wird dieser Aspekt in Kapitel 3.3 behandelt.

Im Gegensatz zu geometrischen Quellen umfassen nichtgeometrische Quellen alle Elemente der Robotermechanik, welche die Dynamik des Systems beeinflussen. Zu diesen Elementen zählen die Hysterese der Servoantriebe, die Haft- und die Gleitreibung (Gong, Yuan et al. 2000, Ruderman, Hoffmann et al. 2009), das Getriebeispiel und die Verformung der Getriebe (Lehmann, Oloffson et al. 2013). Einige dieser Faktoren hängen vom Verschleiß ab, der wiederum durch Temperatur, Geschwindigkeit und Moment beeinflusst wird (Bittencourt, Wernholt et al. 2010). All diese Faktoren tragen zur Dynamik und damit zu den charakteristischen Schwingungen des Roboters bei. Márton und Thomsen analysieren die Gründe für schlechte Dämpfungseigenschaften von Robotergelenken und erklären damit die Schwingungsanfälligkeit von Industrierobotern (Márton und Lantos 2009, Thomsen und Fuchs 2009). Schlüsselkenngrößen sind dabei die Steifigkeit der Getriebe und die Massen des Roboters. Sie sind maßgeblich für die Bandbreite des Roboters und limitieren damit die maximale Frequenz, der ein Roboter noch mit einer Verstärkung von -3 dB folgen kann.

Der Einfluss dieser Elemente soll nun in Experimenten untersucht werden. Am Beispiel des ersten Gelenks lässt sich der Einfluss der Steifigkeit und des Getriebeispiels demonstrieren (siehe Abbildung 3.4 und vergleiche (Márton und Lantos 2009)). Die Schwingungen im Verlauf des Geschwindigkeitsprofils sind zum einen auf plötzliche Impulse durch das Getriebeispiel zurückzuführen. Zum anderen zeigen sich aber auch die Nichtlinearitäten des Getriebes im Bereich der konstanten Geschwindigkeit zwischen Sekunde 4 und 5. Abbildung 3.5 zeigt ein Fräsergebnis mit deutlichem Effekt durch Getriebeispiel. Die beiden

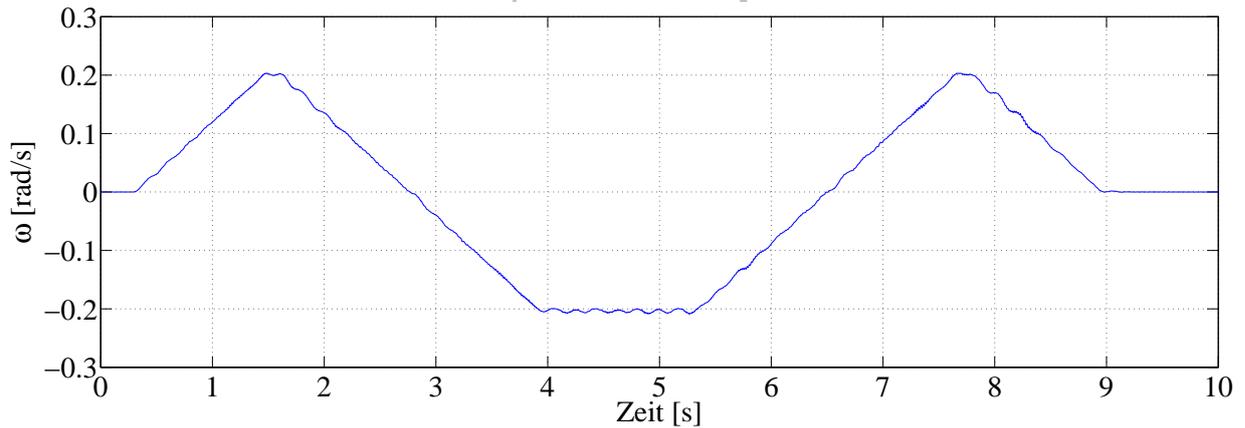


Abbildung 3.4: Schwingungen und Kontaktverlust der Zahnflanken durch Steifigkeit und Getriebespiel am Beispiel des ersten Gelenks

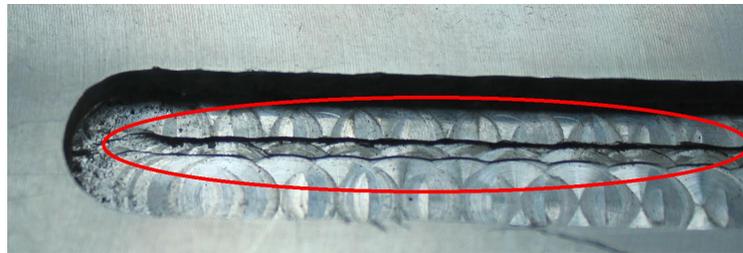


Abbildung 3.5: Absatz von 0,4 mm Dicke durch Getriebespiel beim Fräsen in Aluminium

Kanten unten und oben wurden in verschiedenen Richtungen gefräst, wodurch sich die Zu-
stellung des Roboters in axialer Richtung durch Getriebespiel verändert und ein Absatz
von 0,4 mm Dicke im Material entsteht (rot gekennzeichnet).

Um die Auswirkungen der Steifigkeit und des Getriebespiels zu verdeutlichen, wird Ge-
lenk 1 vermessen. Da hier in der Regel der größte Abstand vom Gelenk bis zum Endeffektor
zu erwarten ist, hat die Dynamik des ersten Gelenks einen großen Einfluss auf den Endef-
fektor. Abbildung 3.6 zeigt Messergebnisse, die durch Belastung und Messung mit einem
Kraftsensor ATI theta SI2500-400 (ATI Industrial Automation 2014) am Endeffektor erzielt
wurden. Die Belastung wird dafür vom Flansch in das erste Robotergelenk transformiert
und die Verformung mit einem 3D-Target direkt an Gelenk 2 durch den Lasertracker gemes-
sen (siehe Abbildung 3.2). Aus dem Diagramm folgt ein Getriebespiel von $1,52 \cdot 10^{-4}$ rad.
Die Steifigkeit ergibt sich zu $3,60 \cdot 10^6 \frac{\text{Nm}}{\text{rad}}$ für negative Momente und zu $1,23 \cdot 10^6 \frac{\text{Nm}}{\text{rad}}$ für po-
sitive Momente. Diese ermittelten Werte entsprechen in etwa den Werten aus Kapitel 4.1.2
und korrelieren unter Berücksichtigung der Traglast des Roboters mit Steifigkeiten in der
Fachliteratur (Englert 2011, Abele, Weigold et al. 2007, Dumas, Caro et al. 2010, 2011).
Bei einer angenommenen Belastung am Endeffektor von 300 N in 1,5 m Entfernung von
Gelenk 1 würde Gelenk 1 mit 450 Nm belastet und würde sich demnach allein aufgrund der
Steifigkeit des ersten Gelenks um 0,19 – 0,55 mm am Flansch verformen.

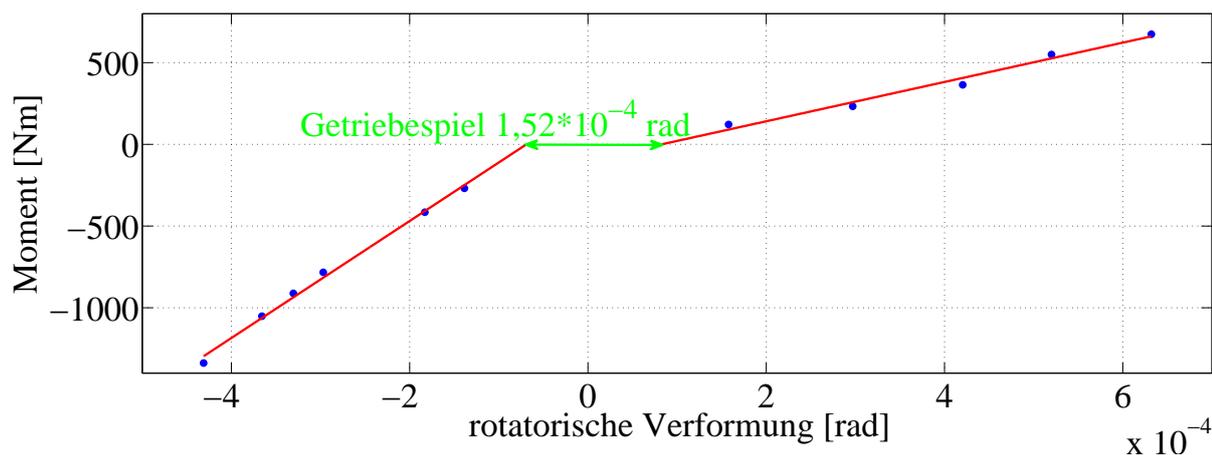


Abbildung 3.6: Steifigkeit und Getriebeispiel des ersten Gelenks gemessen mit Kraft-/Momentensensor am Endeffektor und Lasertracker Target

Elementar für die Nutzungsgrenzen und die Leistungsfähigkeit von IR sind die Eigenmoden des Systems. Sie charakterisieren deutlich, welchen Frequenzen der Roboter nicht mehr kontrolliert folgen kann. Da ein Servomotorsystem vereinfacht mit einem PT2-Glied beschrieben werden kann, fällt die Verstärkung des Systems nach der ersten Resonanz ab und das System kann einer höheren Frequenz nur noch stark gedämpft und mit einer großen Phasenverschiebung folgen (Lunze 2014a).

Abbildung 3.7 zeigt die Positionsdaten und die Frequenzanalyse einer Bewegung des Roboters im freien Raum in z -Richtung des Koordinatensystems der Roboterbasis (siehe Abbildung 3.2). Der Roboter befindet sich dabei in einer zum Fräsen geeigneten Pose (vergleiche Kapitel 5.1). Die Daten werden von einem Lasertracker AT901 von Leica mit einer Frequenz von 1000 Hz aufgenommen. In der gewählten Messposition ist der Messfehler des Lasertrackers zu $<20 \mu\text{m}$ spezifiziert. In den Graphen der Positionsdaten sieht man eine Überlagerung von Nichtlinearitäten der Getriebe und Schwingungen des Roboters. Die Daten werden dafür von dem linearen Trend bereinigt, um die Schwingungen besser sichtbar zu machen. Die Graphen auf der rechten Seite zeigen die Fast-Fourier-Transformation (FFT) der Positionsdaten. Dabei überrascht es nicht, dass dieselbe Resonanz von 6,018 Hz in allen drei Koordinatenachsen auftaucht. Durch die nichtlineare Kinematik des Roboters verlaufen die Eigenmoden des Roboters nicht in Richtung der Koordinatenachsen. Es lässt sich jedoch feststellen, dass die Resonanz mit 6,018 Hz die stärkste Amplitude in z -Richtung aufweist. Damit handelt es sich um eine Oszillationsbewegung des Roboters um die Gelenke 2, 3 und 5. Eine weitere, schwächere Resonanz kann bei 22,7 Hz festgestellt werden. Diese tritt jedoch hauptsächlich in der y -Richtung auf. Es handelt sich damit um eine Torsionsschwingung des 1. Robotergelenks. Die Nichtlinearitäten der Getriebe mit einer Amplitude von bis zu 0,1 mm tauchen vor allem in y -Richtung als niedrige Frequenzen in der Frequenzanalyse auf. Da sie jedoch rein geometrischer und nicht dynamischer Natur sind, können sie für

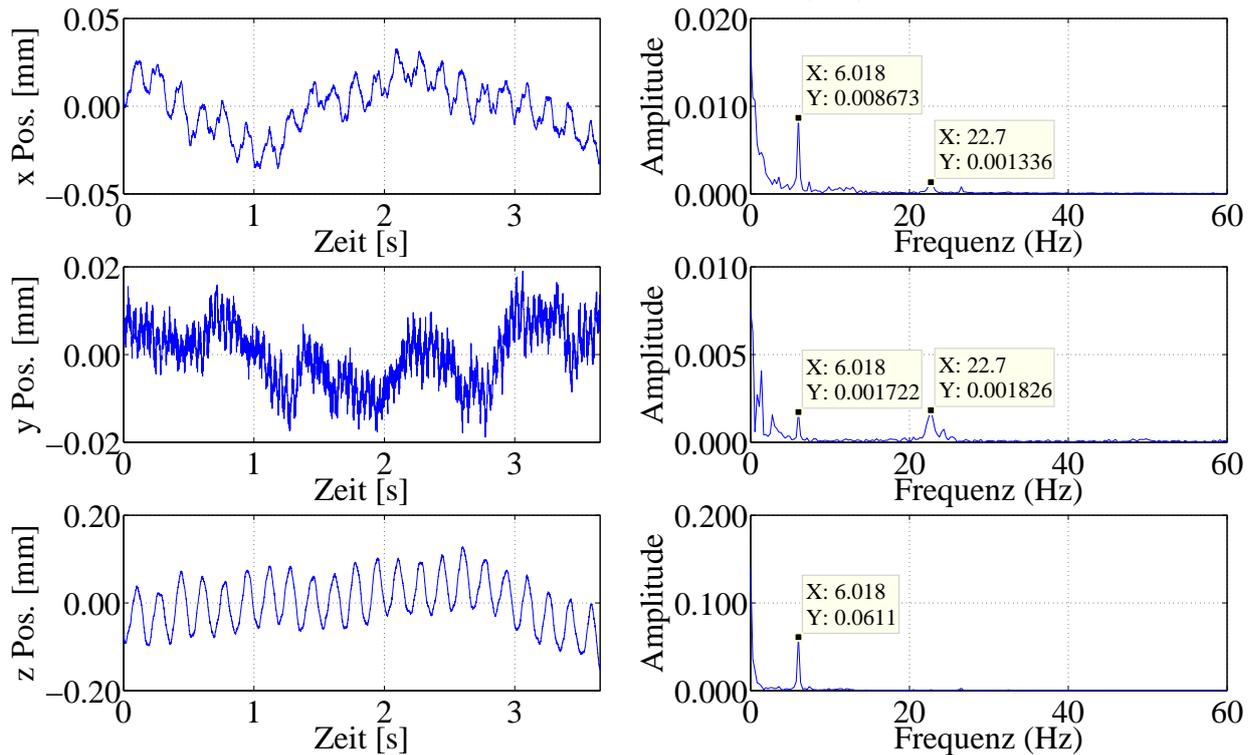
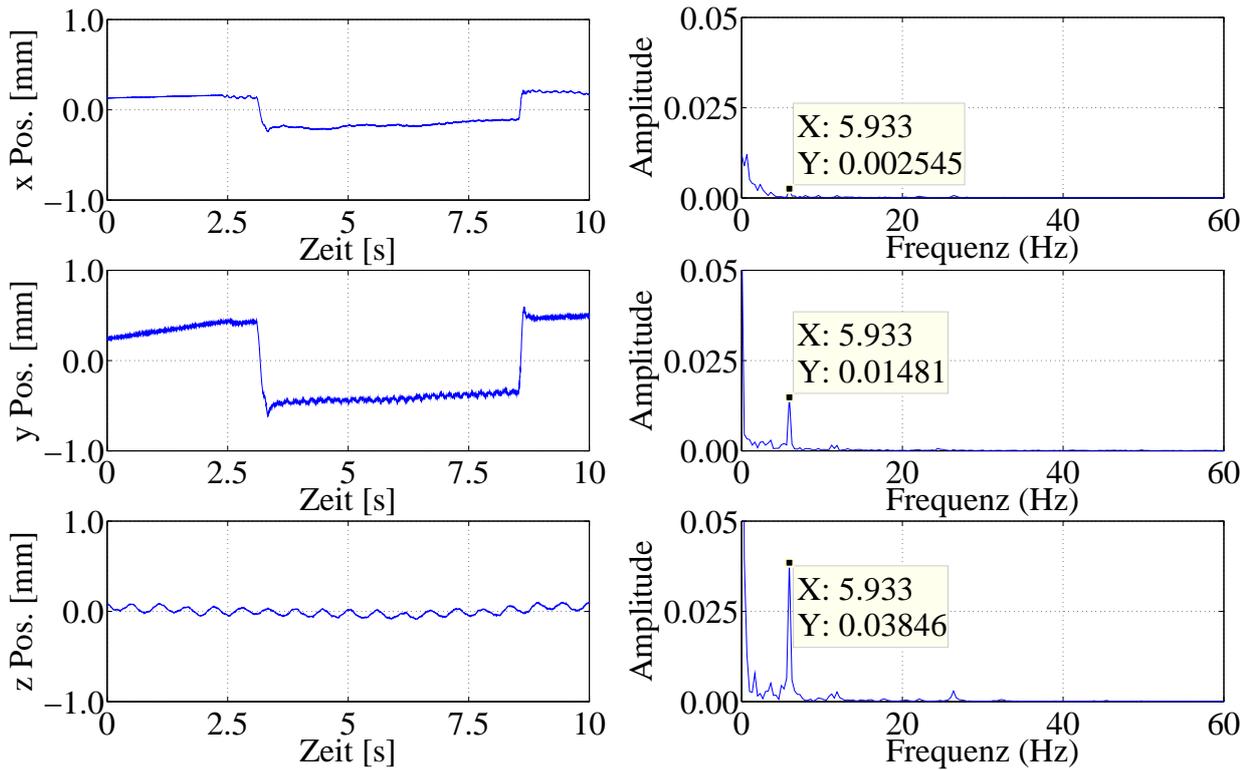


Abbildung 3.7: Position und FFT bei Bewegung im freien Raum in z -Richtung

die Frequenzanalyse vernachlässigt werden. Sie reduzieren zwar die Genauigkeit auf dem Werkstück, sind jedoch für die Bandbreite und die Eigenmoden des Roboters unerheblich.

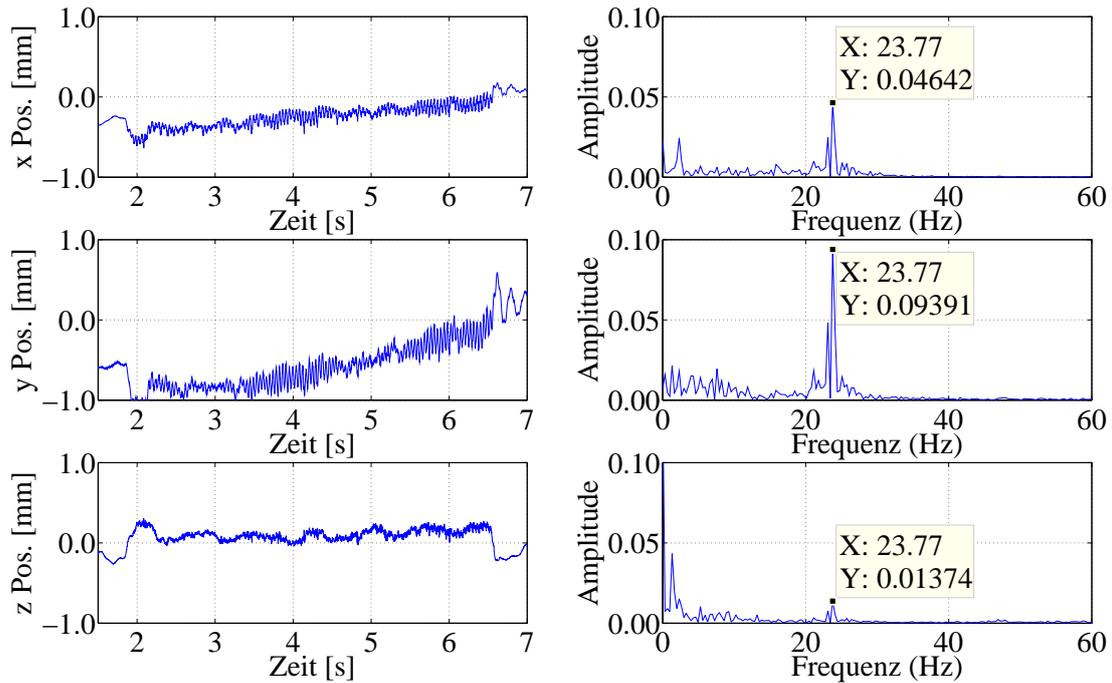
Dieselbe Roboterbahn wird nun auch im Fräsprozess durchfahren, um den direkten Einfluss des Prozesses sichtbar zu machen (siehe Abbildung 3.8). Dabei werden folgende Fräsparameter gewählt: in Stahl ST-37 wird eine lineare Bahn mit einem Vorschub von $1000 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$ gefräst. Der Schaftfräser der Hoffmann Group (Hoffmann Group 2014) mit einem Durchmesser von 8 mm und 4 Zähnen wird bei einer maximalen Frequenz von $10000 \frac{1}{\text{min}}$ betrieben. Dadurch lässt sich die Anregungsfrequenz durch den Eintritt der Zähne ins Material auf 666,7 Hz bestimmen. Der Fräser befindet sich im Volleingriff, damit treten Kräfte in Richtung des Vorschubs und orthogonal zu Werkzeugachse und Vorschubrichtung auf (Liu, Cheng et al. 2004). In der x - und in y -Richtung ist der Eintrittspunkt des Fräasers ins Werkstück nach Sekunde 3 klar erkennbar, da hier eine Abdrängung von 1 mm stattfindet (Abbildung 3.8). In z -Richtung wurde der lineare Trend der Bewegung entfernt, um die Schwingungen im Detail analysieren zu können. Die Frequenzanalyse zeigt eine minimale Veränderung der Resonanzfrequenz von 6,018 Hz zu 5,933 Hz. Wie bei der Bewegung im freien Raum hat die Resonanz ihren größten Anteil in der z -Richtung, es handelt sich also um die gleiche Eigenmode mit 6 Hz.

In derselben Roboterkonfiguration wird mit den gleichen Fräsparametern durch Drehung des sechsten Robotergelenks um 90 Grad (vergleiche Abbildung 3.2) eine lineare Bahn in y -Richtung gefräst (siehe Abbildung 3.9). Dabei ändern sich die Richtungen der wirken-


 Abbildung 3.8: Position und FFT beim Fräsen in z -Richtung

den Fräskräfte und damit die Anregung des Roboters. Man erkennt im Positionssignal eine deutlich veränderte Dynamik, da die Signale wesentlich stärkere Schwingungen aufweisen. Die dominante Resonanz zeigt zum einen eine schwächere Dämpfung und damit eine größere Amplitude und zum anderen eine andere Frequenz. Während bei der Bewegung in z -Richtung eine Eigenmode des 2., 3. und 5. Robotergelenks angeregt wurde ist bei dieser Bahn wie schon bei der Bewegung im freien Raum eine starke Resonanz in y -Richtung und damit eine Schwingung des ersten Robotergelenks zu beobachten. Auch die Frequenz hat sich nur unwesentlich von 22,7 Hz nach 23,77 Hz verändert.

Aus diesen Experimenten lässt sich ableiten, dass ein Roboter in einer einzigen Pose zur Schwingung in verschiedenen Eigenmoden fähig ist. Je nach Anregung antwortet das System mit verschiedenen Eigenmoden. Die Anregung kann dabei aus dem Prozess resultieren, der wesentlich gewichtiger Einfluss ist in dieser Beispielapplikation allerdings die Bewegungsrichtung des Roboters und damit die Anregung durch die Motoren der Gelenke. Bei der Eigenmode um 6 Hz schwingt der Roboter in der Richtung mit der geringsten Steifigkeit, da sich die Verformungen der Gelenke 2, 3 und 5 aufaddieren. Die Eigenmode bei 23 Hz hingegen verkörpert die Schwingung in der steifsten Richtung, da ausschließlich die Steifigkeit des steifen ersten Gelenks wesentlich für die Schwingung ist. Abschließend lässt sich also festhalten, dass typische Resonanzfrequenzen von Industrierobotern in Zerspanungsapplikationen im Bereich von 6-23 Hz zu finden sind.

Abbildung 3.9: Position und FFT beim Fräsen in y -Richtung

3.3 Signalverarbeitung

Die Robotermechanik legt die physikalische Grundlage für das dynamische Verhalten des Roboters fest. Die endgültige Dynamik ergibt sich allerdings erst in Kombination mit der Aktuierung durch die Motoren in den sechs Gelenken. Die Implementierung einer (zum Teil modellbasierten) Regelung durch die Roboterhersteller soll die Bahntreue des Roboters gewährleisten. Die Resonanzfrequenzen und die Dämpfung des Systems lassen sich jedoch nur in geringem Maße durch die Regelung der Motoren beeinflussen, da die für die Schwingung verantwortlichen Steifigkeiten im Getriebe in der mechanischen Kette erst nach der Messung der Motorposition durch die Encoder stattfindet. Somit kann die Schwingung des Roboters in der Motorregelung nur durch Änderung der Motorlast wahrgenommen werden. Ein weiterer Aspekt der Regelung ist die Zykluszeit, in der die Regelung ausgeführt wird (Merlet 2009). Nur durch schnelle Reaktionszeiten lassen sich dynamische Korrekturen der Roboterposition durchführen. Typische Zykluszeiten des Regelkreises von Robotersteuerungen liegen bei 4 ms, wodurch gemessen an der Zykluszeit theoretisch auf Frequenzen bis 125 Hz sinnvoll reagiert werden kann (Lunze 2014b). Einen größeren Einfluss auf die Dynamik hat dabei die Bahnplanung der Steuerung. So kann beispielsweise die Parametrierung der abzufahrenden Bahn durch Überschleifen der Bahnpunkte und geeignete Geschwindigkeits- und Beschleunigungsprofile die Anregung des Roboters reduzieren und somit Schwingungen vermeiden.

Neben dem dynamischen Verhalten spielen die Encoder der Motoren auch eine wichtige Rolle bei der statischen Genauigkeit. Durch ihre Auflösung begrenzen sie die minimale

Bewegung des Roboters. Den größten Einfluss hat hierbei der Encoder des ersten Gelenks, da sich die Auflösung durch den großen Hebel maximal auf den Endeffektor auswirkt. Für den beschriebenen Messaufbau wurde deshalb der minimale Stellweg repräsentativ durch das erste Gelenk ermittelt. Für eine sinnvolle Konfiguration des Roboters (siehe Abbildung 3.2) zum Bearbeiten lässt sich durch das erste Gelenk noch eine Distanz von $2\ \mu\text{m}$ auflösen und damit der Endeffektor des KR125 bewegen.

Zentral für die statische Genauigkeit ist jedoch die Abbildung der Roboterkinematik in der Steuerung. Dies betrifft sowohl die kinematische Beschreibung der Robotermechanik als auch des Endeffektors. Sie beschreiben den Zusammenhang zwischen den Drehwinkeln der Motoren und der Position des Bearbeitungswerkzeugs. Differenzen zwischen der realen Kinematik und der mathematischen Modellbildung führen zu Fehlpositionierung des Endeffektors. Differenzen können theoretisch in allen Parametern der Kinematik auftreten. Typischerweise betrifft dies Toleranzen der Armlängen, ungenaue Nullstellungen der Robotergelenke und Schieflagen der Drehachsen. Aber auch Nichtlinearitäten der Getriebe führen dazu, dass die Drehwinkel der Motoren nicht zu der gewünschten Endeffektorposition führen. Es gibt zwei verschiedene Ansätze, um mit diesen Abweichungen umzugehen. Zum einen lässt sich die Kinematik durch geeignete Messinstrumente vermessen und eine genauere Beschreibung der Kinematik erstellen (siehe auch Kapitel 2.2.3). Die Verwendung dieser Kinematik kann dann auf zwei Arten erfolgen. Entweder wird die Kinematik direkt in der Steuerung implementiert (was bei Standardrobotersteuerungen oft nicht möglich ist) und damit online die Position der Motoren neu berechnet. Oder aber man korrigiert die programmierte Roboterbahn offline, um die gewünschte Position des Bearbeitungswerkzeugs zu erreichen (Lehmann, Halbauer et al. 2013). Zum anderen kann man den Roboter und sein Werkzeug lokal einmessen, um geometrischen Abweichungen zu vermeiden (lokale Referenzierung) (Dietz, Schneider et al. 2012). Dabei wird ausgenutzt, dass sich die Toleranzen zwar global auswirken, lokal jedoch je nach Arbeitsraum unterhalb der spezifizierten Bearbeitungstoleranz bleiben. Typischerweise muss hierfür zunächst eine Hand-Auge-Kalibrierung durchgeführt werden (vergleiche Horaud (Horaud und Dornaika 1995)), um anschließend eine lokale Referenzierung am Werkstück durchzuführen.

Eine weitere Fehlerquelle ist die Programmierung der Roboterbahn. Pan beschreibt die verschiedenen Möglichkeiten der Programmierung von Industrierobotern (Pan, Polden et al. 2012). Während Online-Programmierung für spezifische Applikationen und spezifische Werkstücke verwendet wird, definieren Offline-Programmiersysteme Bahnpunkte auf Basis einer Abbildung der Realität. Abweichungen zwischen der Abbildung und der Realität wirken sich im Prozess nachteilig auf die Bearbeitungsgenauigkeit aus. Auch hier ist eine lokale Referenzierung notwendig, um die offline generierten Programme im Prozess verwenden zu können.

3.4 Prozess

Das Werkzeug des Zerspanungsprozesses unterliegt aufgrund des geschlossenen Kraftflusses zwischen Werkstück und Werkzeug den gleichen Belastungen wie der Roboter. Verformungen des Werkzeugs können auch hier zu Abdrängung und Genauigkeitsverlust führen (Abele, Bauer et al. 2008a, Cheng 2009). Im Vergleich zu Verformungen des Industrieroboters sind sie jedoch als gering anzusehen. Für Fräswerkzeuge gibt Cheng Steifigkeiten als $>50 \frac{N}{\mu m}$ an (Cheng 2009). Jedoch beeinflusst die Steifigkeit des Werkzeugs das dynamische Systemverhalten.

Der zentrale Einfluss des Prozesses ist jedoch die Verformung des IR und die Anregung von Schwingungen durch die Prozesskräfte. Dabei kann zwischen statischen Kräften und dynamischen Kräften unterschieden werden (vergleiche Abbildung 3.1). Die statischen Kräfte bewirken einen statischen Versatz der Bahn von bis zu 1 mm (Zhang, Wang et al. 2005) (siehe auch Abbildung 3.8). Beim Beispiel des Fräsens hängt diese Kraft von sämtlichen Fräsparametern ab. Zu den Fräsparametern zählen die Materialart, der Materialabtrag, die Werkzeuggeometrie, die Drehrate der Spindel, der Vorschub und die Präsenz von Kühlschmierstoffen. Die Vielzahl dieser Parameter macht die offline Berechnung der Prozesskraft schwierig und ungenau, da analytische Formeln - wie zum Beispiel nach Kienzle (Kienzle 1952) - die Parameter nur unzureichend berücksichtigen und präzisere Simulationen aufwändig sind.

Dynamische Kräfte entstehen im Fräsprozess aus drei Gründen: Zum einen variiert der Materialabtrag bei konstantem Vorschub und damit variiert auch die Prozesskraft (Zhang und Pan 2008). Anregungen der Robotermechanik erfolgen dabei insbesondere durch plötzliche Veränderungen des Materialabtrags, da ein Impuls die Anregungen vieler Frequenzen beinhaltet (Lunze 2014a). Zum anderen wird das mechanische System durch den Eintritt der Werkzeugschneiden ins Werkstück impulsförmig angeregt. Diese Impulse treten mit hoher Frequenz auf, da sich die Frequenz der Impulse durch die Multiplikation der Anzahl der Schneiden und der Drehzahl der Spindel ergibt. Bei Drehzahlen $>1000 \frac{1}{\text{min}}$ und 4 Schneiden ergeben sich Frequenzen >60 Hz. Die dritte Quelle dynamischer Kräfte liegt in der Eigendynamik des Prozesses begründet. Rattern ergibt sich einerseits durch unpassende Schnittparameter und andererseits durch die Anregung von Eigenmoden des Systems aus Maschine, Werkstück und Werkzeug (Pan, Zhang et al. 2006, Quintana und Ciurana 2011, Altintas 2012). In allen Fällen ergibt sich ein instabiles Systemverhalten, das sich durch Schwingungen mit großer Amplitude ausdrückt.

3.5 Zusammenfassung von Störeinflüssen

Somit lässt sich schlussfolgern, dass der Prozess nur einen marginalen Einfluss auf die Resonanzfrequenz des Systems hat. Der Roboter definiert durch seine mechanischen Komponenten und seine Konfiguration die Eigenmode und damit die Frequenz. Lediglich die Amplitude der Resonanz kann sich unter Prozessbedingungen durch verstärkte Anregung ändern. Tabelle 3.1 fasst die experimentellen Ergebnisse des Kapitels zusammen. Dabei werden die einzelnen Experimente nach Amplituden und Frequenzen charakterisiert.

Die Eigenfrequenzen lassen sich in einem Bereich zwischen 5–25 Hz eingrenzen, was gleichzeitig eine Anforderung an die Dynamik der externen Aktorik darstellt (siehe Kapitel 2.2.9), da sie diesen Schwingungen folgen muss. Des Weiteren wird damit das Potential für die Kompensation der Abdrängung ausgewiesen. Schließlich wird eine obere Grenze für die erreichbare Genauigkeit beim Zerspanen mit IR definiert, da Einflüsse wie die Störung durch die Umgebung oder Limitierungen durch Encoderauflösung nur schwerlich beeinflusst werden können.

Tabelle 3.1: Zusammenfassung der statischen und dynamischen Effekte beim Roboterfräsen (im Koordinatensystem der Roboterbasis, vergleiche Abbildung 3.2)

Beschreibung des Experiments	Abdrängung	Dominante Frequenz
Statische Abdrängung beim Fräsen in y	0,20 mm	-
Statische Abdrängung beim Fräsen in z	1,00 mm	-
Statische Abdrängung bei Bewegung in z	0,00 mm	-
Dynamik beim Fräsen in y	$\pm 0,25$ mm	23,77 Hz
Dynamik beim Fräsen in z	$\pm 0,05$ mm	5,93 Hz
Dynamik bei Bewegung im freien Raum in z	$\pm 0,07$ mm	6,02 Hz
Nichtlinearität der Getriebe bei Bewegung in z	$\pm 0,10$ mm	-
Vorbeilaufende Person	$\pm 0,02$ mm	-
Vorbeifahrender Hubwagen	$\pm 0,007$ mm	-

4 Weiterentwicklung zum genauen spanenden Bearbeiten mit Industrierobotern

Basierend auf der Analyse in Kapitel 3 werden in diesem Kapitel Methoden zur Kompensation der zentralen Einflüsse vorgestellt. Die Verformung des Roboters wird durch Modellierung der Steifigkeit und Messung der Kraft kompensiert. Die Schwingungen des Roboters werden durch Regelung gedämpft. Um die folgenden Entwicklungen und Methoden verständlich beschreiben zu können, werden zunächst das betrachtete Szenario und die verwendeten Komponenten vorgestellt (siehe Abbildung 4.1). Eine KR125 Serie 2000 Robotermechanik von KUKA Roboter GmbH (KUKA Roboter GmbH 2014a) wird angesteuert durch eine TwinCAT CNC-Steuerung von Beckhoff (Beckhoff Automation GmbH 2014). Der Roboter führt das Werkstück, zwischen Spannsystem und Endeffektor misst ein ATI SI-2500-400 Kraft-/ Momentensensor (ATI Industrial Automation 2014) die dreidimensionale Kraft und das dreidimensionale Moment am Endeffektor. Eine Chopper 3300 Spindel von Alfred Jäger (Alfred Jäger 2014) ist auf einer 3D-Ausgleichsaktorik (Schneider, Drust et al. 2013) befestigt. Ein optisches 6D-Messsystem K600 von Nikon Metrology (Nikon Metrology 2014a) erfasst synchron die 6D-Positionen der Spindel und des Werkstücks am Roboter mit einer volumetrischen Genauigkeit von $90\ \mu\text{m}$. Die komplette Anlage steht auf einem Maschinenbett aus Grauguss, das eine Masse von 14 t aufweist und die Anlage von Einflüssen der Umwelt entkoppelt (Puzik 2011). Die Lagerung des Maschinenbetts auf acht Dämpfungselementen reduziert den Einfluss von Schwingungen auf die Anlage weiter.

Folgende Maßnahmen zur Genauigkeitssteigerung werden in diesem Kapitel betrachtet:

- Roboter mit Steifigkeitsmodellierung, Kraftmessung und Abdrängungskompensation
- Roboter mit externer Messung und überlagerter Positionsregelung des Endeffektors
- Roboter mit externer Messung, überlagerter Positionsregelung des Endeffektors und externer Aktuierung

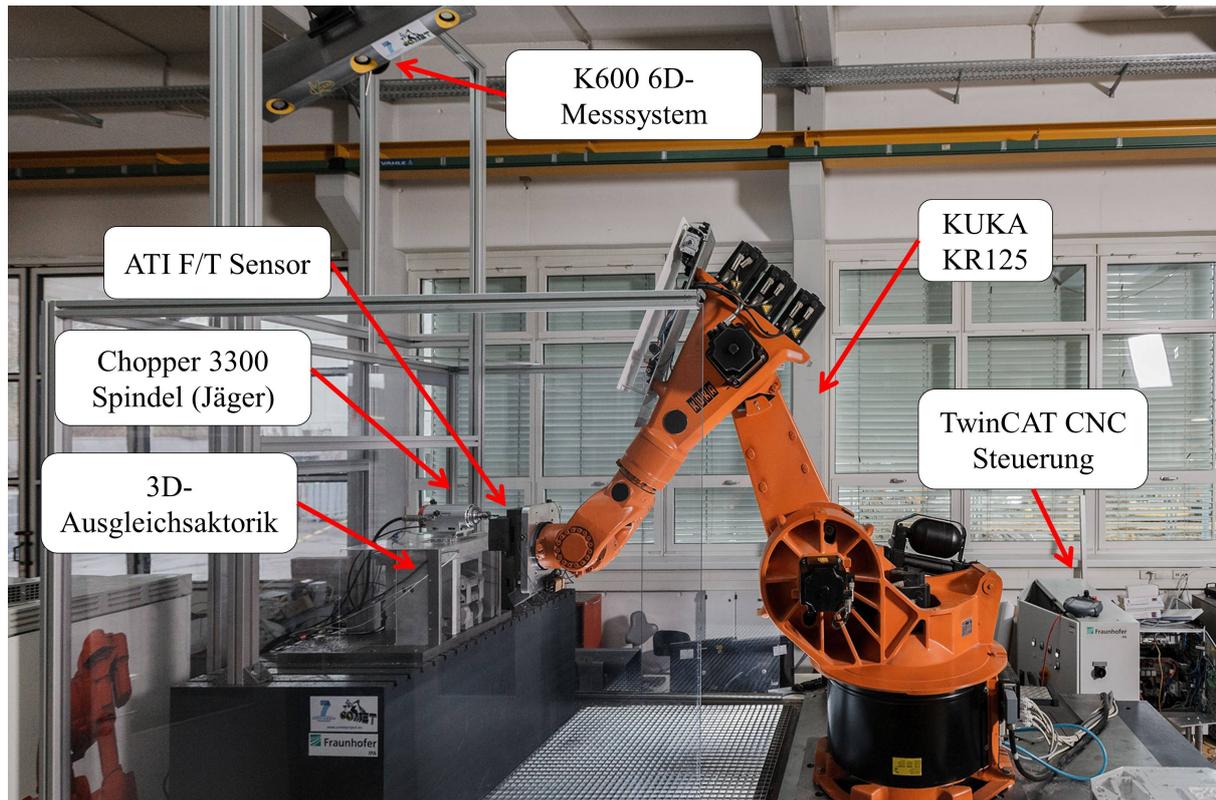


Abbildung 4.1: Aufbau der Versuchszelle mit TwinCAT CNC Steuerung (Beckhoff Automation GmbH 2014), KUKA KR125 Roboter (KUKA Roboter GmbH 2014a), ATI Kraft-/Momentensensor (ATI Industrial Automation 2014), Ausgleichsaktorik (Schneider, Drust et al. 2013), Jäger Spindel (Alfred Jäger 2014) und 6D-Messsystem (Nikon Metrology 2014a)

4.1 Modellbasierte Kompensation der Verformung von Industrierobotern

4.1.1 Steifigkeitsmodellierung

Wie in Kapitel 2.2.6 beschrieben ist die Kompensation von Spiel nur dann sinnvoll realisierbar, wenn sowohl die Amplitude des Spiels als auch Reibkoeffizienten, Massen, Massenschwerpunkte und Trägheiten zur Verfügung stehen. In der betrachteten Roboterzelle (vergleiche Abbildung 4.1) stehen für den KR125 keine Dynamikmodellparameter zur Verfügung und eine Kompensation von Spiel ist nicht sinnvoll möglich. Jedoch bietet die Integration des Spiels in die Kompensation der Verformung zumindest die Möglichkeit einer makroskopischen Kompensation des Spiels. Nichtlineare Modellfunktionen der Steifigkeiten erlauben zwar keine detaillierte Positionsbestimmung der Gelenke bei kleinen Lasten oder Nulllast. Jedoch erlauben sie eine Berücksichtigung des Spiels bei großen Lastwechseln mit Vorzeichenwechsel. Im Folgenden wird eine Modellfunktion vorgestellt, die in Kapitel 4.1.2 validiert wird. Die Verformungen der Getriebe unter großer Last werden dabei als linear

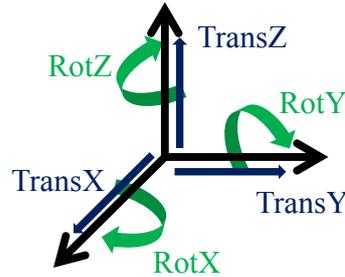


Abbildung 4.2: drei rotatorische und drei translatorische Freiheitsgrade werden in der Modellierung erfasst

angenommen. Der Übergang in einer Umgebung $\pm\epsilon$ um die Nulllast wird dabei beschrieben als Polynom dritter Ordnung dessen Steigung in die linearen Steigungen der Geraden übergeht. Die Funktion kann dann zusammengefasst werden als

$$\delta q_i(\omega_{\Theta_i}) = \begin{cases} m_{1_i}\omega_{\Theta_i} + c_{1_i}, & \text{für } \omega_{\Theta_i} > \omega_{0_i} + \epsilon \\ a_i\omega_{\Theta_i} + b_i\omega_{\Theta_i}^2 + c_i\omega_{\Theta_i}^3, & \text{für } \omega_{0_i} - \epsilon < \omega_{\Theta_i} < \omega_{0_i} + \epsilon \\ m_{2_i}\omega_{\Theta_i} + c_{2_i}, & \text{für } \omega_{\Theta_i} < \omega_{0_i} - \epsilon \end{cases} \quad (4.1)$$

für das Gelenk i , die Verschiebung δq_i , die aktuelle Last ω_{Θ_i} , die Nulllast ω_{0_i} , die Umgebung ϵ um die Nulllast, in der das Polynom dritter Ordnung zur Beschreibung des Verformungsverhaltens verwendet wird, und die Parameter der Modellfunktionen m_{1_i} , c_{1_i} , a_i , b_i , c_i , m_{2_i} und c_{2_i} . Die nichtlineare Funktion beschreibt in diesem Zusammenhang nicht nur das Verhalten der Getriebe, sondern auch das Verhalten der Lager der Gelenke.

Während in der Literatur ausschließlich rotatorische Steifigkeiten in den Gelenken betrachtet werden, die zumeist nur linear beschrieben werden, so erfasst folgendes Modell die Steifigkeiten von IR genauer und wird dem nichtlinearen Charakter des Verformungsverhaltens gerecht. Die Forschung hat vielfach gezeigt, dass die maßgebliche Verformung von IR aus der Verformung der Gelenke resultiert (siehe Kapitel 2.2.5). Abbildung 4.2 zeigt die modellierten Freiheitsgrade eines Gelenks eines IR. Pro Gelenk werden drei translatorische und drei rotatorische Steifigkeiten durch nichtlineare Funktionen beschrieben. Dadurch kann jegliches Spiel in der Lagerung sowohl rotatorischer Art als auch translatorischer Art erkannt und beschrieben werden. So werden alle relevanten Fertigungs- und Montageteranzen erfasst. Für Knickarmroboter mit sechs Gelenken wird folglich ein Modell mit 36 nichtlinearen Funktionen erstellt. Die Herausforderung dieser Modellierung liegt in der Identifizierbarkeit, da für eine solch detaillierte Beschreibung des Roboters eine fokussierte und breite Datenbasis erforderlich ist. Ansonsten ist es unmöglich, eine solche Vielzahl an Parametern zu bestimmen, ohne dabei Abhängigkeiten zwischen Parametern zu riskieren. Kapitel 4.1.2 geht im Detail darauf ein, wie die Messdaten erfasst werden und wie die Modellparameter daraus abgeleitet werden.

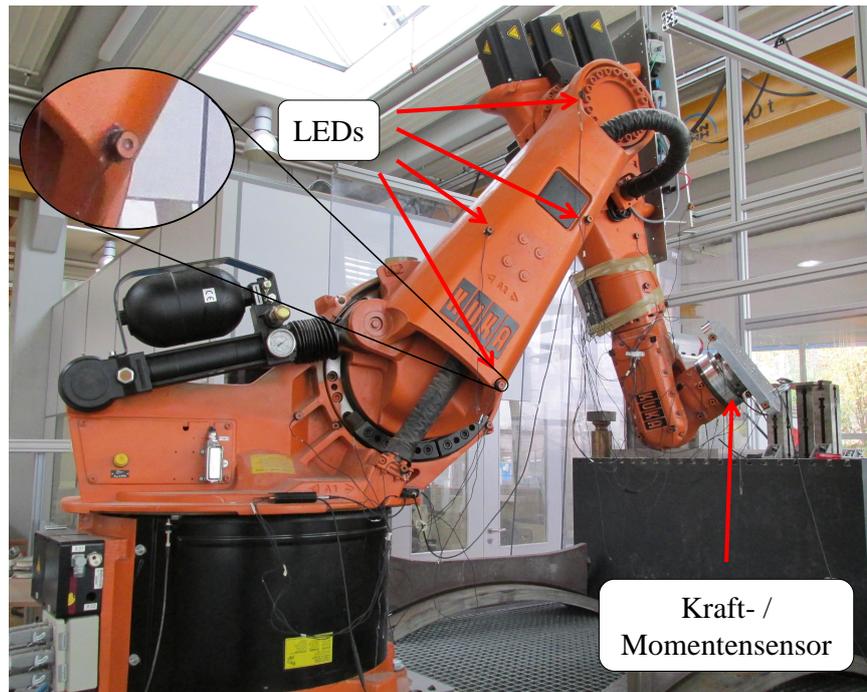


Abbildung 4.3: Aufbau zur Bestimmung der Verformungsparameter mit großvolumigen Messmitteln

4.1.2 Steifigkeitsidentifikation

Häufig werden IR allein an ihrem Endeffektor vermessen, da diese Stelle relevant für das Prozessergebnis ist. Um jedoch die Ursachen der Lage des Flansches genau zu erfassen und präzise zu beschreiben, muss die kinematische Kette des Roboters betrachtet werden. Nun können durch Messung des Flansches Rückschlüsse auf die Wirkkette zwischen Roboterbasis und Flansch gezogen werden (vergleiche Kapitel 2.2.5). Aufgrund der seriellen Anordnung der rotatorischen Gelenke entstehen jedoch leicht lineare Abhängigkeiten zwischen Modellparametern. Deshalb wird zur Identifikation des Modells aus Kapitel 4.1.1 eine andere Identifikationsmethodik verwendet. Die Modellparameter sollen direkt dort gemessen werden, wo sie auftreten. Entsprechend der vorgestellten Modellierung liegt der Fokus dabei auf den Drehgelenken des Roboters. Abbildung 4.3 zeigt den experimentellen Aufbau. Zur Anwendung kommen dabei ein Kraftsensor ATI Theta 2500/400 (ATI Industrial Automation 2014) am Roboterflansch und ein K600 von Nikon (Nikon Metrology 2014b). Die Genauigkeit und das Messrauschen der Messinstrumente sind dabei kritisch, da sie direkt in die Abweichungen des Modells eingehen. Eine Mittelung über eine große Anzahl an Messungen ermöglicht dabei sicherlich Verbesserung, kann den Einfluss jedoch nicht komplett eliminieren. Das Rauschen aller sechs Koordinatensysteme am IR bewegt sich bei 10 Messungen zwischen 14-41 μm . Jedes Koordinatensystem wird dabei durch 4 LEDs berechnet. Dabei sei erwähnt, dass das Rauschen auch von der Montage der LEDs abhängt. Je nach Distanz der LEDs vom Ursprung des Koordinatensystems, nach Ausrichtung der

LEDs und je nach Abstand der LEDs voneinander ändert sich die Güte der Rekonstruktion des Koordinatensystems. Das Rauschniveau des Kraft-/Momentensensors liegt bei wenigen Newton (siehe Abbildung 5.8). Einen größeren Einfluss hat jedoch die Drift des Sensors. Die folgende Messsequenz reduziert die Drift und erzeugt die Daten zur Modellidentifikation:

1. Einmessen von Koordinatensystemen in jedem Gelenk. Dafür werden geometrische Merkmale wie Kreise und Flächen mit der SpaceProbe (siehe Abbildung 4.18) eingemessen und daraus Koordinatensysteme konstruiert.
2. Mit jedem Koordinatensystem werden vier LEDs verknüpft, sodass aus den Positionen der vier LEDs die 6D-Lage des zugehörigen Koordinatensystems rekonstruiert werden kann. Da jede LED eine 3D-Position im Raum darstellt, würden drei LEDs bereits ausreichen, um ein 6D-Koordinatensystem zu charakterisieren. Um jedoch das Rauschen zu reduzieren und die Messung robust zu machen, werden 4 LEDs pro Gelenk verwendet.
3. Initial vor jeder Messreihe werden alle Koordinatensysteme ohne Last am Endeffektor aufgenommen.
4. Die Signale des Kraft-/Momentensensors werden genullt, da dieser in unterschiedlichen Orientierungen aufgrund seiner Eigenlast bereits Werte ausgibt. Jedoch nur die Werte, mit denen der Roboter belastet wird, sollen erfasst werden.
5. In inkrementellen Schritten wird eine Last in verschiedenen Richtungen am Endeffektor aufgebracht. Hierzu wird ein Hallenkran genutzt, der über Seile und Umlenkungen den Roboter am Flansch in verschiedenen Richtungen belastet. Um den Roboter nicht über seine maximale Nutzlast hinaus zu belasten und die Last zu überwachen, wird eine analoge 1D-Kraftmessung zwischen Roboter und Seil integriert.
6. Für jeden Lastzustand werden die Lagen der Koordinatensysteme aller sechs Gelenke über die Positionen der LEDs aufgenommen und erzeugen so einen Datenpunkt in den Modelldiagrammen (siehe Abbildung 4.4).
7. Die Messungen werden in verschiedenen Roboterposen aufgenommen. Jedoch befinden sich die Roboterposen alle in der Umgebung der Pose der anvisierten Fräsapplikation, um den Einfluss von Massen und Gasfeder an Gelenk 2 zu eliminieren. Die Vorspannung der Gelenke in Fräsposition ist dabei implizit in der Modellierung abgebildet.

Dabei ist zu beachten, dass die Punkte 1-4 initial zu jeder Messreihe ausgeführt werden, während die Punkte 5-6 für jeden Lastzustand durchgeführt werden. Abbildung 4.4 zeigt die Rotationssteifigkeiten aller sechs Gelenke um die z -Achsen (Schneider, Momeni Kelageri

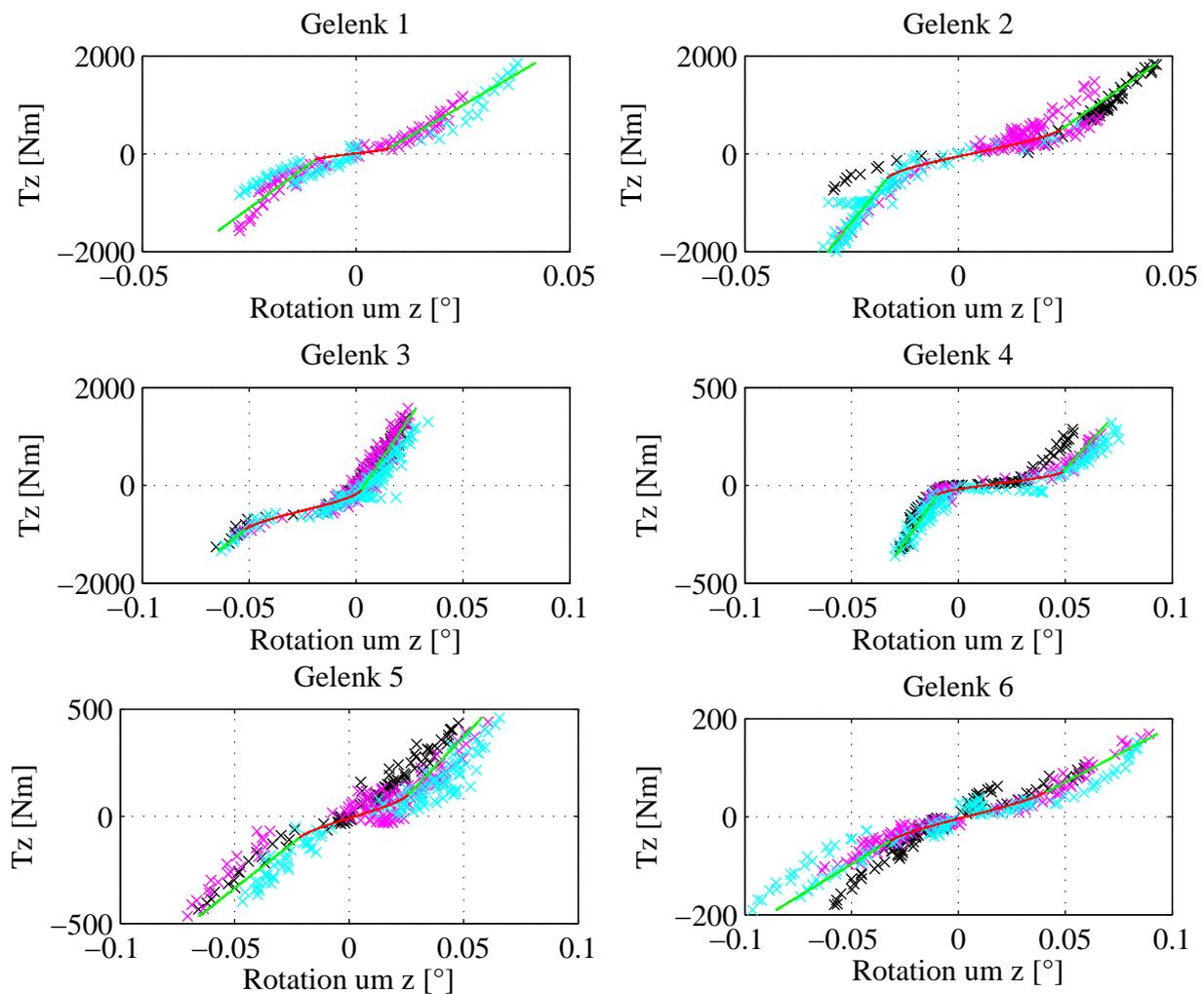


Abbildung 4.4: Rotatorische Steifigkeiten aller sechs Gelenke um die z -Achse, linearer Anteil in grün, Polynom 3. Grades zur Beschreibung des Spiels in rot

et al. 2014). Dies sind diejenigen Achsen, in denen Verformung und Spiel am ausgeprägtesten sichtbar werden. Deutlich erkennbar sind in allen sechs Gelenken die Bereiche des Getriebespiels, an dem durch wenig Momentenänderung eine große Änderung der Verdrehung stattfindet. Besonders interessant ist dabei das Diagramm des dritten Gelenks, in dem das Getriebespiel und damit das Nullmoment nicht bei $x = 0$ auftritt. Hier ist die Vorspannung des dritten Gelenks durch die Masse des Roboterarms und die Gravitation erkennbar. Die unterschiedlichen Einfärbungen der Datenpunkte geben unterschiedliche Roboterposen wieder. So lässt sich der Einfluss der Massen und der Gravitation aufgrund der unterschiedlichen Roboterposen extrahieren. Überraschend ist dabei das Diagramm des sechsten Gelenks, da hier starke Variationen der Verformung zwischen unterschiedlichen Roboterposen auftreten. Jedoch befindet sich Gelenk 6 kinematisch im Flansch und ist daher keinem Einfluss von Gravitation und Massen ausgesetzt.

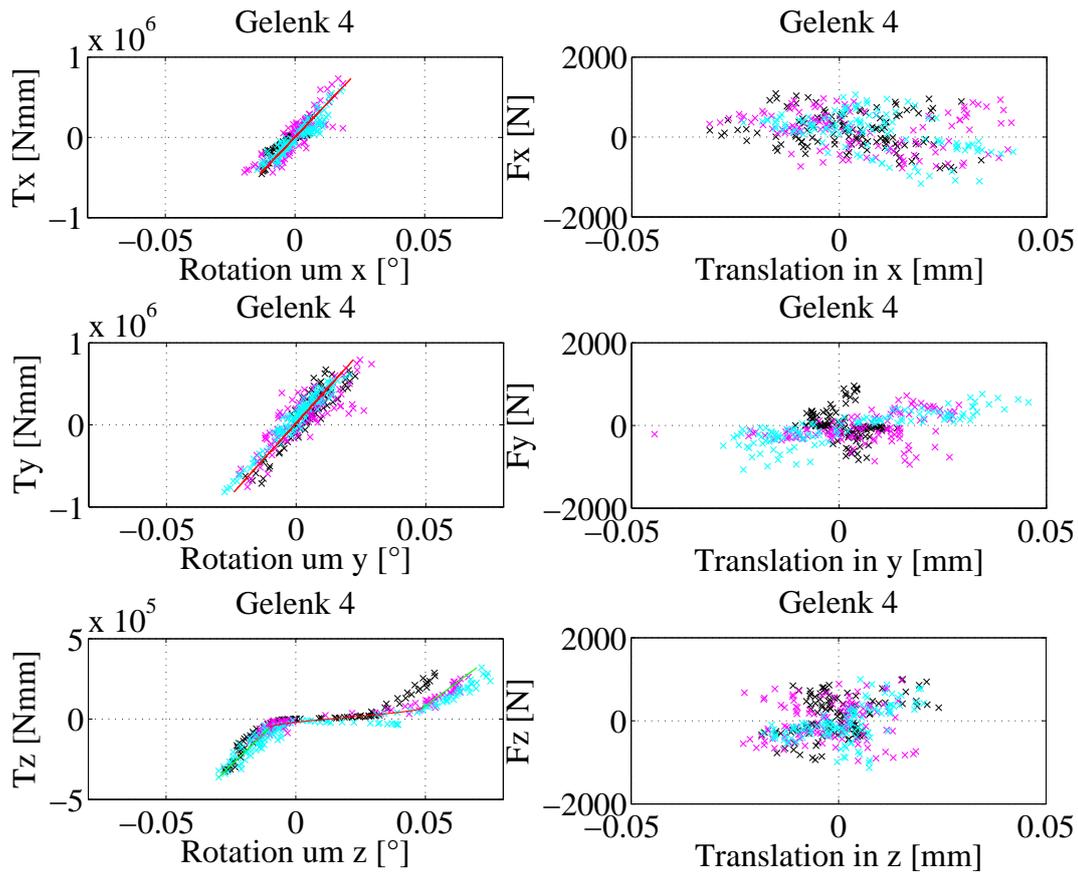


Abbildung 4.5: 6D-Steiifigkeit von Gelenk 4 mit drei rotatorischen und drei translatorischen Steiifigkeiten

Aufgrund der großen Streuung der Messwerte lässt sich für die Bereiche außerhalb des Spiels kein präzises nichtlineares Verhalten identifizieren. Es wird daher entsprechend der Modellierung in Kapitel 4.1.1 eine lineare Regression gewählt, um das Verformungsverhalten ober- und unterhalb des Spiels zu beschreiben (im Diagramm in grün). Um Diskontinuitäten in der Modellfunktion und damit Ruck in der Bewegung zu vermeiden, wird ein Polynom dritten Grades gewählt, um das Übertragungsverhalten des Spiels zu beschreiben (in rot). Anfang und Ende des Polynoms passen sich dabei der Steigung der anschließenden Gerade an.

Abbildung 4.5 zeigt alle sechs Freiheitsgrade am Beispiel von Gelenk 4. Dabei wird deutlich, dass die rotatorische Steiifigkeit um die z -Achse wie erwartet deutlich ausgeprägter ausfällt als die rotatorischen Steiifigkeiten um die x - und die y -Achse. Darüber hinaus lässt sich außer um die z -Achse auch kein nennenswertes Spiel identifizieren, weder in translatorischer noch in rotatorischer Richtung. Jedoch ist bei den rotatorischen Steiifigkeiten um die x - und die y -Achse ein klarer linearer Trend erkennbar. Jedoch ist auch hier das Messrauschen zu groß, um eine präzisere Modellfunktion als eine Gerade zu verwenden.

Auch die steiifigkeitsbedingten Verschiebungen lassen sich nicht klar abgrenzen. Aufgrund des Messrauschens ist in keinem der drei translatorischen Freiheitsgrade ein klarer Trend

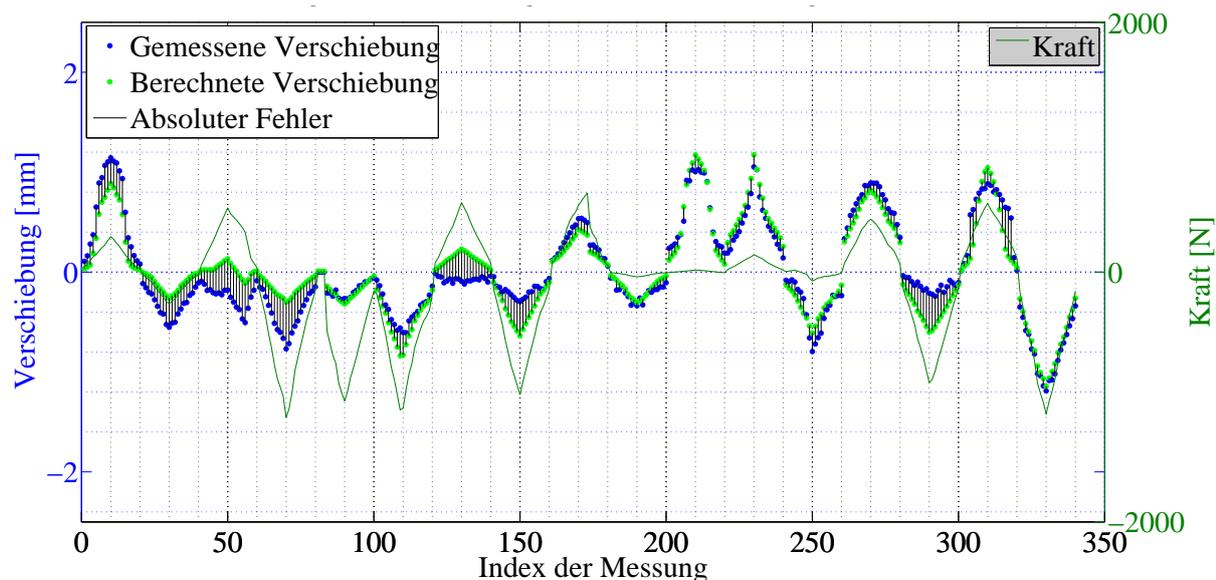


Abbildung 4.6: Validierung des vollständigen Modells nach den Abweichungen des Flansches in x -Richtung der Roboterbasis

erkennbar. Dies lässt sich für alle translatorischen Verschiebungen aller Robotergelenke verallgemeinern. Da die Ursprünge der Koordinatensysteme der sechs Gelenke jeweils aus vier LEDs rekonstruiert werden, sind die gemessenen Verschiebungen Δx_{trans} im Bereich $-40 \mu\text{m} < x_{trans} < 40 \mu\text{m}$ als Messrauschen einzuordnen und es kann geschlossen werden, dass keine messbaren translatorischen Verschiebungen stattfinden.

Zur Validierung der Modellqualität wird überprüft, wie gut die erstellten Modelle die Daten zur Identifikation abbilden. Abbildung 4.6 stellt den Vergleich für die Verschiebung in x -Richtung am Endeffektor dar. Die Linien zwischen den blauen gemessenen und den grünen berechneten Diagrammpunkten quantifizieren den Fehler des Modells. Der Fehler relativiert sich jedoch dadurch, dass im Diagramm der komplette Lastbereich des Roboters dargestellt ist. In der realen Applikation jedoch wird in der Regel nur ein Teil des Lastbereichs durchlaufen. Proportional zum effektiven Lastbereich verringert sich gleichzeitig der Modellfehler. Die durchschnittliche Abweichung von Messdaten und Modell belaufen sich über die komplette Nutzlast auf 0,4131 mm, während sich die maximale Abweichung zu 0,8065 mm ergibt. Für die berechnete Verformung werden dabei die Modelle sämtlicher rotatorischer Steifigkeiten, jedoch keine Modelle translatorischer Verformung berücksichtigt. Bei großen Laständerungen zeigt sich, dass die berechnete Verformung unter der gemessenen Verformung liegt. Die Differenz lässt sich auf die fehlende Beschreibung der translatorischen Steifigkeiten zurückführen. Die Darstellung der Last am Endeffektor vereinfacht die Interpretation der Ergebnisse. Dabei muss beachtet werden, dass IR ein nichtlineares Verformungsverhalten aufweisen. Das bedeutet, dass bei entsprechender Roboterpose und

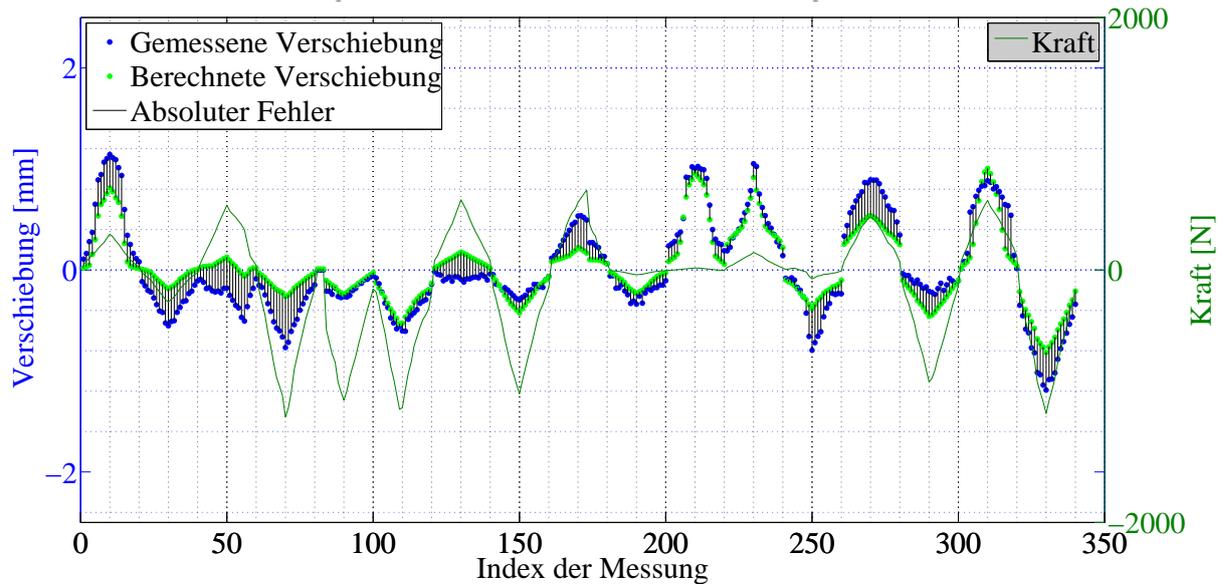


Abbildung 4.7: Validierung des reduzierten Modells (nur rotatorische Steifigkeiten um die z -Achse) nach den Abweichungen des Flansches in x -Richtung der Roboterbasis

entsprechender Belastung ein Lastanteil in positiver x -Richtung wirkt und der Flansch des Roboters sich durch Verformung in negativer x -Richtung bewegt.

Abbildung 4.7 zeigt den Vergleich der Validierung für ein reduziertes Modell, das ausschließlich die nichtlineare rotatorische Verformung um die z -Achse berücksichtigt (vergleiche Stand der Technik in Kapitel 2). Im Vergleich zu dem Modell mit rotatorischen Steifigkeiten um die x - und y -Achse vergrößert sich beim reduzierten Modell der durchschnittliche Modellfehler der kartesischen Abweichung von 0,4131 mm auf 0,4285 mm. Der maximale Fehler vergrößert sich gar von 0,8065 mm auf 1,2369 mm. Klar geht daraus hervor, dass die maßgebliche Verformung des Roboters aus den nichtlinearen rotatorischen Steifigkeiten um die z -Achse resultiert, da das reduzierte Modell die Verformung des Roboters schon relativ gut beschreibt. Jedoch erfasst diese Modellierung nicht alle Verformungen des Roboters, weitere rotatorische Verformungen ermöglichen eine präzisere Beschreibung des Verformungsverhaltens.

4.1.3 Korrektur der prozessbedingten Abdrängung

Wie alle Robotermodelle lässt sich auch das Modell der Steifigkeit zur Offline- und zur Online-Kompensation verwenden (siehe Kapitel 2.2.5). Da jedoch die Prozessdynamik und die Kräfte des Zerspanungsprozesses nur unzureichend modellbasiert beschrieben werden können, lassen sich offline nur die statische Abdrängung berücksichtigen. Durch Online-Messung ist es jedoch möglich, auf die Prozessdynamik zu reagieren und die Bahn entsprechend innerhalb der Bandbreite des Roboters anzupassen.

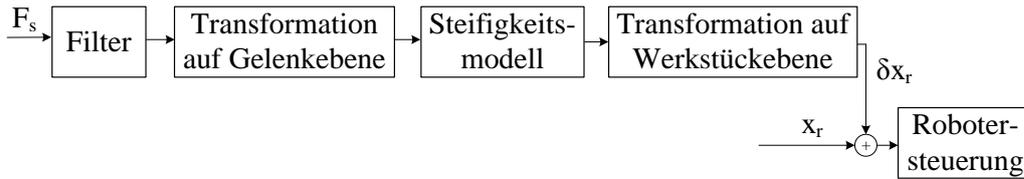


Abbildung 4.8: Signalfluss vom Sensor bis zur Positionsüberlagerung mit der Messung des Sensors F_s und der kartesischen Referenzposition des Flansches x_r

Abbildung 4.8 zeigt den Ablauf der Online-Kompensation auf Basis der Online-Kraft- und Momentenmessung. Zunächst wird das Sensorsignal gefiltert, um eine zusätzliche Anregung des Roboters durch Messrauschen und Störungen zu vermeiden (Schneider, Momeni Kelageri et al. 2014). Da die Modellierung auf Gelenkebene des Roboters vorliegt, müssen Kräfte und Momente auf die jeweiligen Gelenke transformiert werden. Dies ist entweder mit Hilfe der Jacobimatrix möglich (siehe Gleichung 2.3) oder durch sequentielle mechanische Transformation von Gelenk zu Gelenk (Craig 2005). Durch Auswerten der Modellfunktion der Steifigkeit auf Gelenkebene $F_{Mod}(\tau)$ für jeden Freiheitsgrad durch

$$\Delta\Theta = F_{Mod}(\tau) \quad (4.2)$$

mit dem Moment am Gelenk τ wird die Verformung $\Delta\Theta$ in den Gelenken bestimmt. Dabei werden unter anderem Verformungen berechnet, die nicht in Richtung der Gelenkaktuierung des Roboters ausgerichtet sind. Deshalb können die Verformungen nicht direkt als Referenzsignal an die Robotersteuerung übergeben werden. Aus den Verformungen auf Gelenkebenen wird daher über eine entsprechende Vorwärtskinematik eine resultierende Verformung des Roboters am Flansch, beziehungsweise am Werkstück, berechnet und der durch die Bahnplanung generierten Sollposition des Flansches überlagert.

Neben der Online-Korrektur der Abdrängung lässt sich die Modellierung der Steifigkeit in entsprechenden Prozessen auch für die Optimierung der Roboterpose verwenden. In Prozessen, in denen ein Freiheitsgrad um eine Werkzeugachse frei bleibt, kann der Freiheitsgrad so aufgelöst werden, dass die Steifigkeit des Roboters am Werkzeug maximiert wird und damit die Abweichungen durch Prozesskräfte minimiert werden (Schneider, Posada et al. 2015).

4.2 Positionsregelung des Endeffektors durch direkte Messung

Modellbasierte Kompensation spielt bei Robotern eine große Rolle. Die Genauigkeiten der Modellierungen, Modellidentifikation und die Komplexität mechanischer Zusammenhänge begrenzen jedoch die durch modellbasierte Kompensation erreichbare Genauigkeit. An dieser Stelle setzt die Endeffektorregelung von IR an. Anstatt die Fehlerquellen im Einzelnen zu beschreiben, werden die resultierenden Abweichungen am Endeffektor gemessen und der Robotersteuerung zur Verfügung gestellt. Dadurch lässt sich ein geschlossener Regelkreis aufbauen, der Abweichungen reduziert. Die folgenden Einflussgrößen sind dabei maßgeblich für die erreichbare, dynamische Leistungsfähigkeit des Robotersystems:

- Mechanische Beschaffenheit des Roboters: Massen, Trägheiten, Steifigkeiten
- Regelparameter der Antriebe
- Bahnplanung beziehungsweise Konzept der übergeordneten Endeffektorregelung
- Definition der Koordinatensysteme in der Roboterzelle
- Zykluszeiten aller beteiligten Komponenten
- Verzögerung durch Kommunikation zwischen beteiligten Komponenten
- Messrauschen und Messgenauigkeit
- Störungen auf das System

Kritisch ist die Auswahl von Messsystemen für die Endeffektorregelung zu bewerten. Arbeitsraum, Genauigkeit und Auslesefrequenz stellen harte Anforderungen an die Leistungsfähigkeit der am Markt verfügbaren Messsysteme dar. Im Weiteren soll das K600 von Nikon aufgrund der folgenden Eigenschaften betrachtet werden:

- Ausreichender Arbeitsraum für das betrachtete Szenario
- Gute volumetrische Genauigkeit von 90 μm (Nikon Metrology 2014b)
- Schnelle Auslesefrequenz von bis zu 1000 Hz, Auslesen von 8 LEDs mit 440 Hz
- Kombination von LEDs zur schnellen Online-Messung und Handmessgerät zur Zellkalibrierung
- Mögliche Redundanz der Messung durch überzählige LEDs
- Synchroner Messung von mehreren Koordinatensystemen möglich

Die letzten beiden Aspekte sind im Speziellen für die spanende Bearbeitung von großer Relevanz. Staub, Späne oder Flüssigkeitströpfchen in der Luft beeinträchtigen die Messung und machen sie anfällig für Unterbrechungen. Durch die Verwendung von überzähligen Messungen lässt sich die Chance auf eine störungsfreie Messung erhöhen. Darüber hinaus erzeugen die dynamischen Prozesse beim spanenden Bearbeiten oft Schwingungen im Gesamtsystem, die auch die Position des Messsystems beeinträchtigen können. Eine direkte Messung der Distanz zwischen zwei Koordinatensystemen entkoppelt die Messung von der Position der Kameras (Schneider, Diaz Posada et al. 2013). Für das Fräsen ermöglicht die synchrone Messung zweier Koordinatensysteme beispielsweise die direkte Messung der 6D-Transformation zwischen Fräswerkzeug und Werkstück und liefert damit direkt Messwerte für translatorischen und rotatorischen Versatz.

Die Überlagerung des Positionssollsignals ist auf zwei verschiedene Arten möglich. Eine Überlagerung im kartesischen Raum lässt sich direkt realisieren. Aus dem kartesischen Sollsignal des Roboters x_r und der kartesischen Messung des Endeffektors x_m kann der kartesische Fehler δx berechnet werden (Gleichung 4.3). Durch Addition des kartesischen Fehlers auf das Sollsignal ergibt sich dann das korrigierte Referenzsignal x_{rkorrr} mit

$$\delta x = x_r - x_m \quad (4.3)$$

zu

$$x_{rkorrr} = x_r + \delta x \quad (4.4)$$

Steht jedoch keine kartesische Schnittstelle zur Verfügung, müssen die Signale in den Gelenkraum transformiert werden. Da jedoch die Messung des Endeffektors im kartesischen Raum erfolgt, müssen die Signale transformiert werden. Zwei Möglichkeiten stehen dafür zur Verfügung. Zum einen kann die korrigierte kartesische Position durch die Lösung der inversen Kinematik in den Gelenkraum transformiert werden. Eine neue Roboterposition wird durch Addition der nominellen Position und des kartesischen Fehlers berechnet. Die Berechnung der Gelenkstellung durch die inverse Kinematik bringt den Roboter dann allerdings nur in die Nähe des Zielpunktes, da Abweichungen in der kinematischen Beschreibung in der Robotersteuerung als Fehlereinfluss in die Positionierung eingehen. Durch zyklische Ausführung dieser Prozedur wird eine bleibende Positionsabweichung eliminiert. Die Standardroboterkinematik lässt sich nach Pieper (Pieper und Roth 1969) analytisch lösen. Sobald jedoch ein kalibriertes Robotermodell verwendet wird, lassen sich die Gelenkwinkel nur noch numerisch berechnen. Die Implementierung gestaltet sich jedoch bei harten Echtzeitanforderungen schwierig (Diaz Posada 2013). Leichter umzusetzen ist hierbei ein zweiter Ansatz. Unter Verwendung der Jacobimatrix J_q wird eine Linearisierung der nichtlinearen Roboterkinematik durchgeführt und ein kartesischer Versatz in den Gelenkraum transfor-

miert durch

$$\delta q = J_q^{-1} \delta x \quad (4.5)$$

Dabei hat die 6x6 Jacobimatrix die Form

$$J_q = \begin{pmatrix} \frac{\partial x}{\partial q_1} & \cdots & \frac{\partial x}{\partial q_6} \\ \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial c}{\partial q_1} & \cdots & \frac{\partial c}{\partial q_6} \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

mit den kartesischen Koordinaten am Endeffektor x, y und z und den Orientierungswinkeln a, b, c . Analog zu Gleichung 4.4 berechnet sich das neue Sollsignal q_{rkorrr} im Gelenkraum mit dem Sollsignal im Gelenkraum q_r durch

$$q_{rkorrr} = q_r + \delta q \quad (4.7)$$

Dadurch wird ohne Kenntnis der genauen Zielgelenkposition ein Versatz auf Gelenkebene erzeugt, der den Roboter der Zielposition näher bringt. Da diese Korrektur in jedem Rechenakt der Steuerung ausgeführt wird und $\delta q \ll 1$, sind Linearisierungsfehler vernachlässigbar. Dieses Verfahren benötigt jedoch die inverse Jacobimatrix. Die analytische Berechnung der Jacobimatrix erlaubt nach einigen Vereinfachungen und der Eliminierung aller Terme mit Wertigkeit 0 eine effiziente Auswertung des Ausdrucks und die Berechnung innerhalb von 1 ms. Die Invertierung der 6x6 Matrix stellt im Vergleich zur Auswertung des analytischen Ausdrucks der inversen Jacobimatrix einen geringen Rechenaufwand dar.

Das dargestellte Verfahren beschreibt eine Rückführung der Messgröße und die Implementierung eines Proportionalregelglieds der Größe 1. Die Verwendung weiterer systemtheoretischer Maßnahmen erlaubt die gezielte Leistungssteigerung des Systems. Beispielsweise kann ein Integralglied entweder auf den kartesischen oder auch auf den Gelenkfehler angewandt werden. Ein geändertes $\delta x(t)$ bzw. $\delta q(t)$ ergibt sich dann nach (Lunze 2014a) durch

$$\delta x(t) = K_p e_{kart}(t) + K_i \int_0^t e_{kart}(\tau) d\tau \quad (4.8)$$

$$\delta q(t) = K_p e_{Gelenk}(t) + K_i \int_0^t e_{Gelenk}(\tau) d\tau \quad (4.9)$$

K_p und K_i sind dabei die Regelparameter und $e_{kart}(t)$ und $e_{Gelenk}(t)$ die Regelfehler im kartesischen beziehungsweise im Gelenkraum. Aufgrund des hohen Rauschanteils im Messsignal wird auf die Verwendung eines Differentialglieds verzichtet. Die Parameter für das Proportional- und das Integralelement werden experimentell bestimmt, sodass das System möglichst schnell reagiert ohne dabei eine große Sensitivität für Schwingungen aufzuweisen.

Um Verzögerungen der Signalverarbeitung zu vermeiden und eine schnelle Reaktionsfähigkeit des Systems zu gewährleisten, wird TwinCAT 2 von Beckhoff (Beckhoff Automation

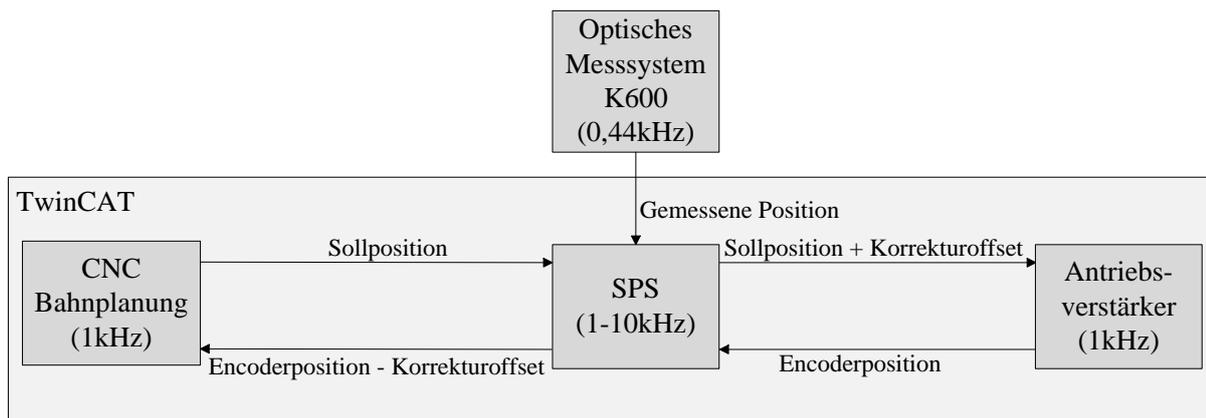


Abbildung 4.9: Aufbau der Endeffektor-Regelung mit CNC-Bahnplanung und K600 Messung; Implementierung der Regelalgorithmen in der SPS

GmbH 2014) eingesetzt. Die garantierten Aufrufe aller verwendeten Tasks ermöglichen die Abarbeitung in Echtzeit. Drei zentrale Komponenten werden dabei eingesetzt (siehe Abbildung 4.9): Der CNC-Kern interpretiert NC-Programme in Echtzeit und legt entsprechend der festgelegten Parametrierung Splines durch definierte Bahnpunkte. Die Stärke des CNC-Kerns sind dabei die vielen Anpassungsmöglichkeiten der Bahn an die Applikation und der große Vorlauf. Während konventionelle Robotersteuerungen mit einem Vorlauf von maximal fünf Bahnpunkten arbeiten (KUKA Roboter GmbH 2014b), weist der CNC-Kern einen Look-ahead von bis zu 192 Punkten auf (Beckhoff Automation GmbH 2014). Dadurch hat die CNC-Steuerung die Möglichkeit, die Geschwindigkeiten und Beschleunigungen besser an die Bahn anzupassen und dementsprechend ruckartige Bewegungen und Schwingungen zu vermeiden oder die Prozesszeit zu verkürzen.

Als flexible Plattform für die Implementierung von Signalverarbeitung und Algorithmen steht dabei die SPS zur Verfügung. Die Definition von verschiedenen Tasks mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten erlaubt, die Zykluszeit der entsprechenden Funktion anzupassen. Während für die Regelung des Roboters eine Zykluszeit von 1 ms völlig ausreicht, wird im Hinblick auf Kapitel 4.3.3 für die Kommunikation mit dem Messsystem eine Zykluszeit von 0,1 ms gewählt, um Verzögerungen in der Übertragung zu minimieren.

Als dritte Komponente in TwinCAT kommen die Antriebsverstärker zum Einsatz. Sie erhalten ihr Referenzsignal aus der SPS und geben es an die kaskadierten Regelkreise von Positions-, Geschwindigkeits- und Stromregelung weiter. Während die Kommunikation innerhalb von TwinCAT Echtzeitanforderungen erfüllt und durch die Priorisierung der Tasks in kontrollierter Reihenfolge abläuft, muss für die TCP-Kommunikation mit dem Messsystem auf Windows-Treiber zurückgegriffen werden. Die Leistungsfähigkeit dieses Kommunikationskanals soll im Folgenden untersucht werden.

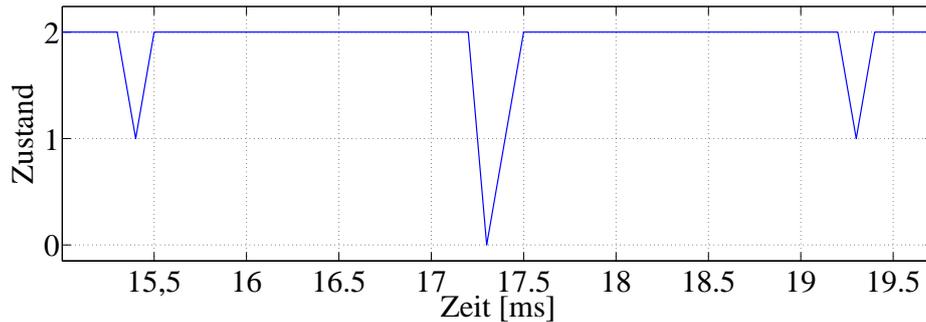


Abbildung 4.10: Zustände des Zustandsautomaten der TCP-Kommunikation

Zur Strukturierung des Ablaufs der TCP-Kommunikation wird ein Zustandsautomat verwendet. Abbildung 4.10 zeigt die Zustände der Kommunikation. Das Lesen des TCP-Stacks findet in Zustand 2 statt und weist eine konstante Zeitspanne von 1,7 ms auf. Bei einer Zykluszeit von 0,1 ms nimmt das Durchlaufen der Zustände 1 und 2 zum Rücksetzen der Variablen und Auslösen des erneuten Lesens 0,3 ms ein. Dadurch addiert sich die Verarbeitungszeit zu 2 ms, was die Auslesefrequenz von Messdaten bei einem Verarbeitungstakt von 10 kHz damit auf 500 Hz limitiert. Dieses Limit ist unabhängig von dem Messsystem, sondern ergibt sich alleine durch die Auslesegeschwindigkeit des TCP/IP Treibers und dem Zyklustakt der SPS. Es ist jedoch festzustellen, dass die Kommunikation über den Windows-Treiber anfällig für Störungen ist. Die Belastung des Systems durch beispielsweise das Öffnen eines Programms blockiert die Aktivität des Treibers und unterbricht damit die Kommunikation. Dadurch können keine Online-Daten im Prozess aufgezeichnet werden.

4.3 Erweiterte Positionsregelung durch hochdynamische externe Kompensation

Zur Ausregelung hochdynamischer Fehler im Fräsprozess mit IR wird eine externe Aktorik eingesetzt (weitere Details zur Aktorik in Kapitel 2.2.9, Anlagenaufbau siehe Abbildung 4.1). Sie erlaubt eine Bewegung der Spindel in drei translatorischen Achsrichtungen in einem Arbeitsraum von circa $0,5 \times 0,5 \times 0,5 \text{ mm}^3$. Die Koordinatenachsen sind dargestellt in Abbildung 2.11. Im Gegensatz zum Roboter weist die Aktorik eine wesentlich höhere Dynamik auf, da sie durch Piezoaktoren (Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG 2014) angetrieben wird und im Vergleich mit IR nur eine geringe Masse bewegt. Die Messung der Position der Piezoaktoren über Dehnmessstreifen und die Messung der Spindelposition über kapazitive Sensoren erlaubt den Aufbau einer kaskadierten Regelung (siehe Abbildung 4.11) (Olofsson, Sörnmo et al. 2011, Sörnmo, Olofsson et al. 2012). Ergänzt wird die Regelung durch eine Vorsteuerung, welche die Dynamik des Systems weiter steigert. Im Folgenden wird die Entwicklung der einzelnen Regler im Detail diskutiert.

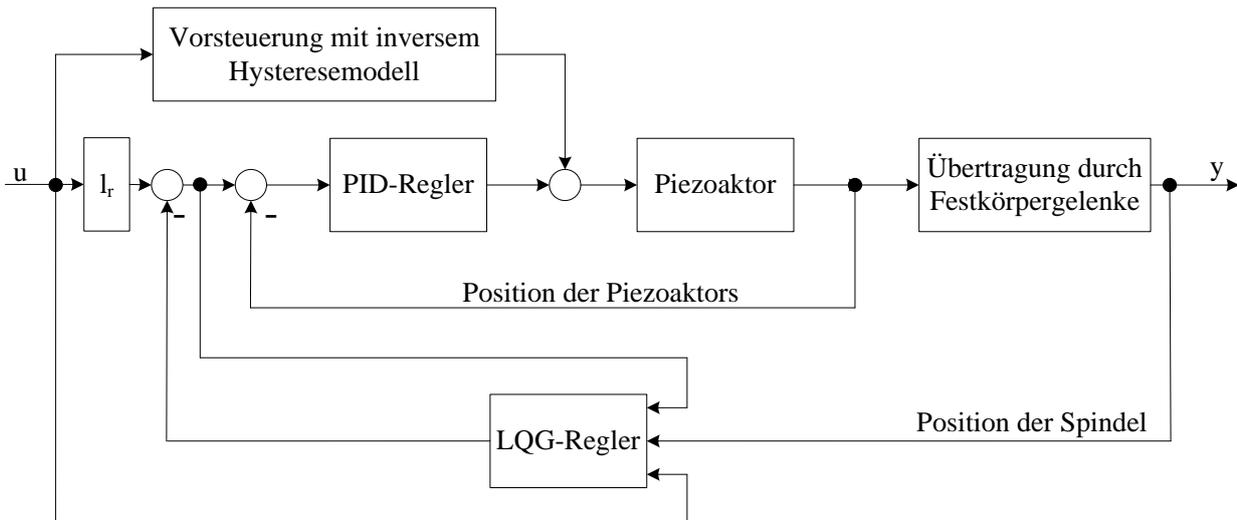


Abbildung 4.11: Kaskadierte Regelung einer Achsrichtung der Aktorik mit Vorsteuerung durch inverses Hysteresemodell und optimale LQG-Regelung

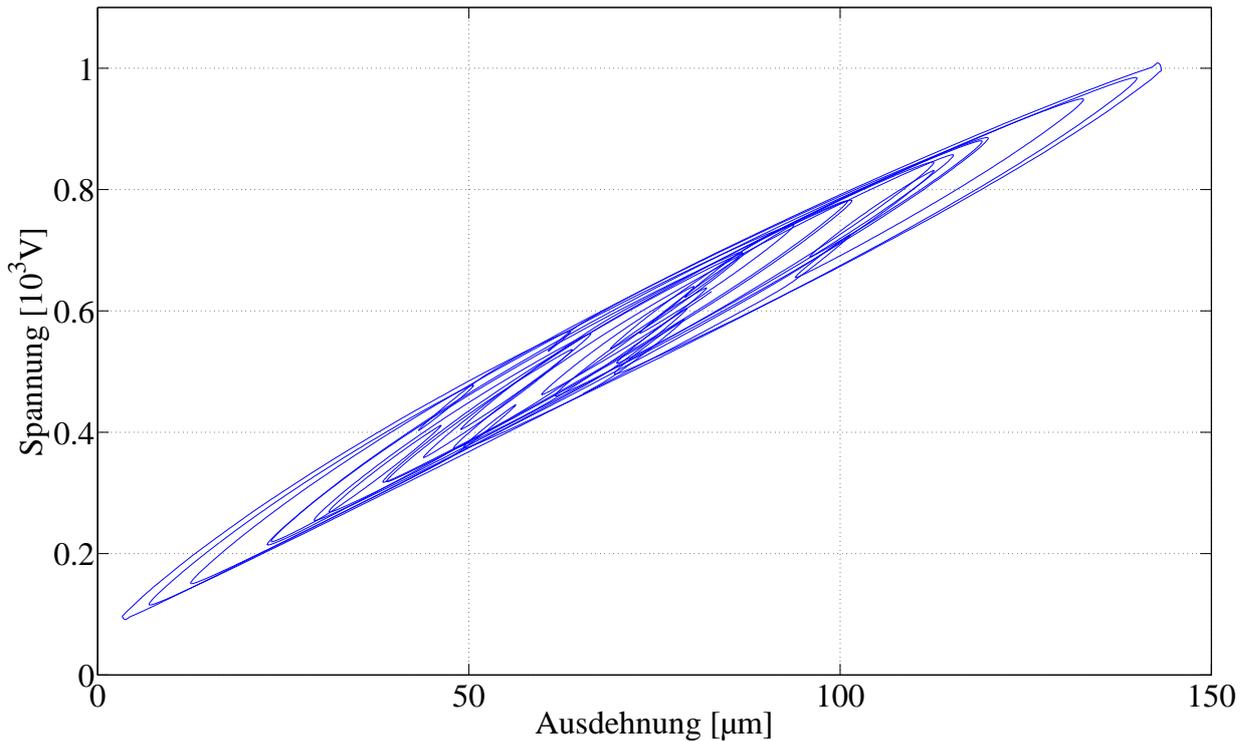
4.3.1 Vorsteuerung durch inverses Hysteresemodell

Das nichtlineare Hystereseverhalten von Piezoaktoren ist vor allem im offenen Regelkreis dominant. Abbildung 4.12 zeigt das Hystereseverhalten am Beispiel des Aktors der x -Achse. Deutlich sieht man die Abweichungen von einem linearen Übertragungsverhalten. Doch auch im geschlossenen Regelkreis beeinflusst der Hystereseeffekt das dynamische Verhalten des Systems. Um die dynamische Leistungsfähigkeit des Systems maximal auszuschöpfen, wird im Folgenden die Hysterese der drei Piezoaktoren der Aktorik im eingebauten Zustand modelliert, identifiziert und die Auswirkungen der Modellierung in Experimenten validiert. Kapitel 2.3.1 beschreibt die verschiedenen existierenden Ansätze zur Beschreibung von Hystereseverhalten. Aufgrund der Eigenschaften der zu erwartenden Eingangssignale durch den Fräsprozess und der Notwendigkeit der Invertierung des Modells, um es als Vorsteuerung in der Regelung verwenden zu können, wird das verallgemeinerte Prandtl-Ishlinskii Modell ausgewählt (Glaser 2011). Für eine zielgerichtete Modellierung müssen zunächst eine geeignete Modellierungsfunktion γ und eine geeignete Dichtefunktion $p(r)$ gewählt werden (siehe Gleichung 2.18). Nach (Al Janaideh, Mao et al. 2008) wird die Modellierung der Eingangsfunktion für shape memory alloy Aktoren häufig mit einer \tanh Funktion beschrieben mit

$$\gamma(\nu) = c_0 \tanh(c_1 \nu + c_2) + c_3 \quad (4.10)$$

Ergebnisse dazu werden in (Olofsson, Sörnmo et al. 2012) erläutert. Für die betrachteten Piezoaktoren reicht jedoch die Modellierung durch

$$\gamma(\nu) = c_0 \nu + c_1 \quad (4.11)$$

Abbildung 4.12: Hystereseeffekt der Piezoaktoren am Beispiel der x -Achse

aus. Als Dichtefunktion $p(r)$ empfehlen Brokate und Sprekels (Brokate und Sprekels 1996) eine Exponentialfunktion

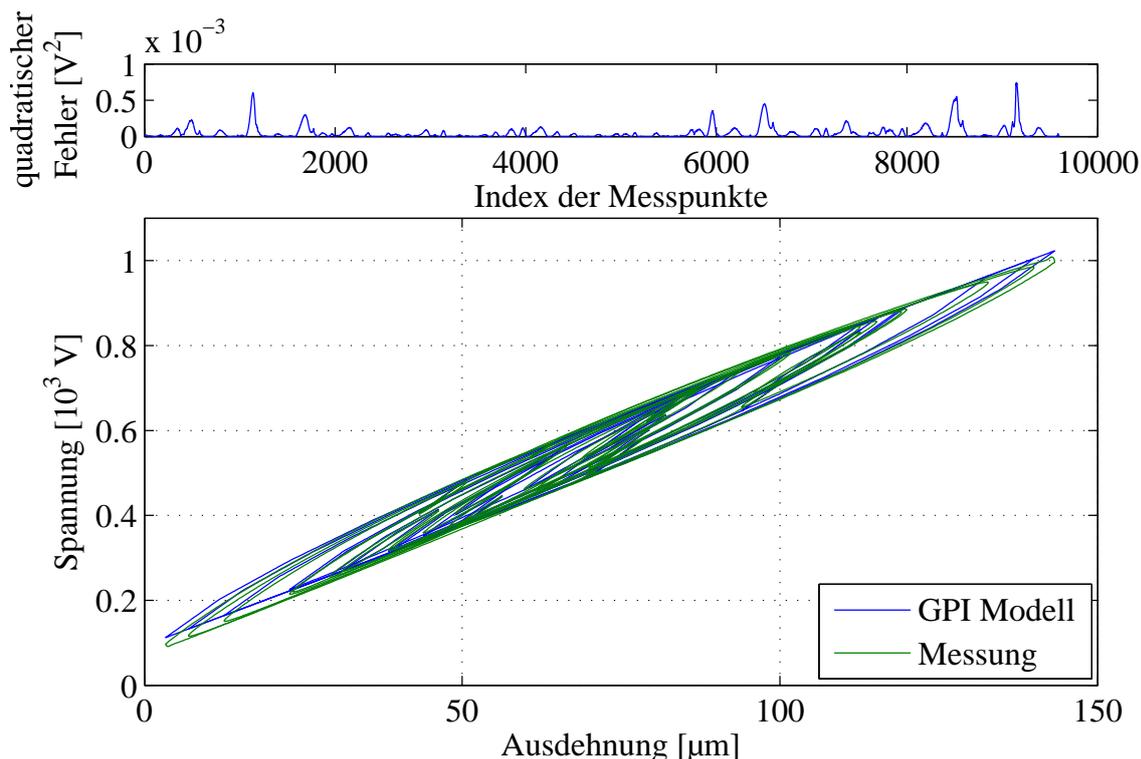
$$p(r) = \rho e^{-\tau r} \quad (4.12)$$

Eine Möglichkeit der Identifikation der Parameter ist die Optimierung der Parameter nach einem Referenzdatensatz. Das Kriterium K stellt die Abweichung des Modells vom Referenzdatensatz mit

$$K = \sum_{i=1}^n (y_{GPI}(i) - y_m(i))^2 \quad (4.13)$$

dar und wird mit Hilfe der Optimization Toolbox von Matlab minimiert (The MathWorks, Inc 2008). mit der durch das Modell berechneten Ausdehnung y_{GPI} , der gemessenen Ausdehnung y_m und der Anzahl der Messpunkte n . In einem mehrschrittigen Verfahren wird nacheinander die Optimierung neuer Parameter hinzugenommen, bis ein finaler Parametersatz konvergiert. Die erzielten Parameter für die drei Piezoaktoren der Aktorik sind in Tabelle 4.1 dargestellt. Da es sich bei den drei Piezoaktoren um zwei baugleiche (x - und y -Achse) und einen ähnlichen Piezoaktor (z -Achse) handelt, liegt es nahe, dass auch die Modellparameter der drei Aktoren ähnlich ausfallen. Der Einsatz an unterschiedlichen Stellen der Aktorik und die damit verbundene unterschiedliche Vorspannung der Aktoren erklären die leichten Abweichungen zwischen den Piezoaktoren.

Die Ausdehnung des Piezoaktors der x -Achse und die Ausgabe des entsprechenden Modells sind in Abbildung 4.13 dargestellt. Zur Validierung wurde der Aktor über seinen


 Abbildung 4.13: Fehler des GPI-Modells am Beispiel der x -Achse

ganzen Arbeitsraum bewegt und der Fehler berechnet. Man sieht deutlich in dem Diagramm, dass das Modell das Verhalten des Aktors im mittleren Arbeitsraum gut abbildet. An den Rändern jedoch, sowohl unten als auch oben, treten Effekte im Aktor auf, welche die gewählte Modellierung nicht vollständig erfasst und kommt es dadurch zu geringfügigen Abweichungen.

Dieser Effekt wird noch weiter im Detail untersucht. Abbildung 4.14 zeigt den Fehler bei der Positionierung im unteren, mittleren und im oberen Arbeitsbereich. Verglichen wird der Positionierfehler dabei mit einer linearen Ansteuerung ohne inverses Hysteresemodell. Als Eingangssignal dient eine 1 Hz-Sinusschwingung. Die Reduktion des Positionierfehlers ist deutlich erkennbar, der Fehler wird auf bis zu 20 % reduziert.

 Tabelle 4.1: Identifizierte Parameter des GPI-Modells für die Aktoren der x -, y - und der z -Achse der externen Aktorik

Parameter	Funktionen der Parameter	x -Achse	y -Achse	z -Achse
q	Gewichtung der Eingangsfunktion	1,00000	1,00000	1,00980
β	Schwellenwert	4,28471	4,78145	4,72521
ρ	Dichtefunktion	0,35266	0,44649	0,34683
τ	Dichtefunktion	0,04257	0,06691	0,02404
c_o	Modellierung der Eingangsfunktion	94,15490	72,12360	96,44140
c_1	Modellierung der Eingangsfunktion	-14,55520	-2,30639	-0,04830

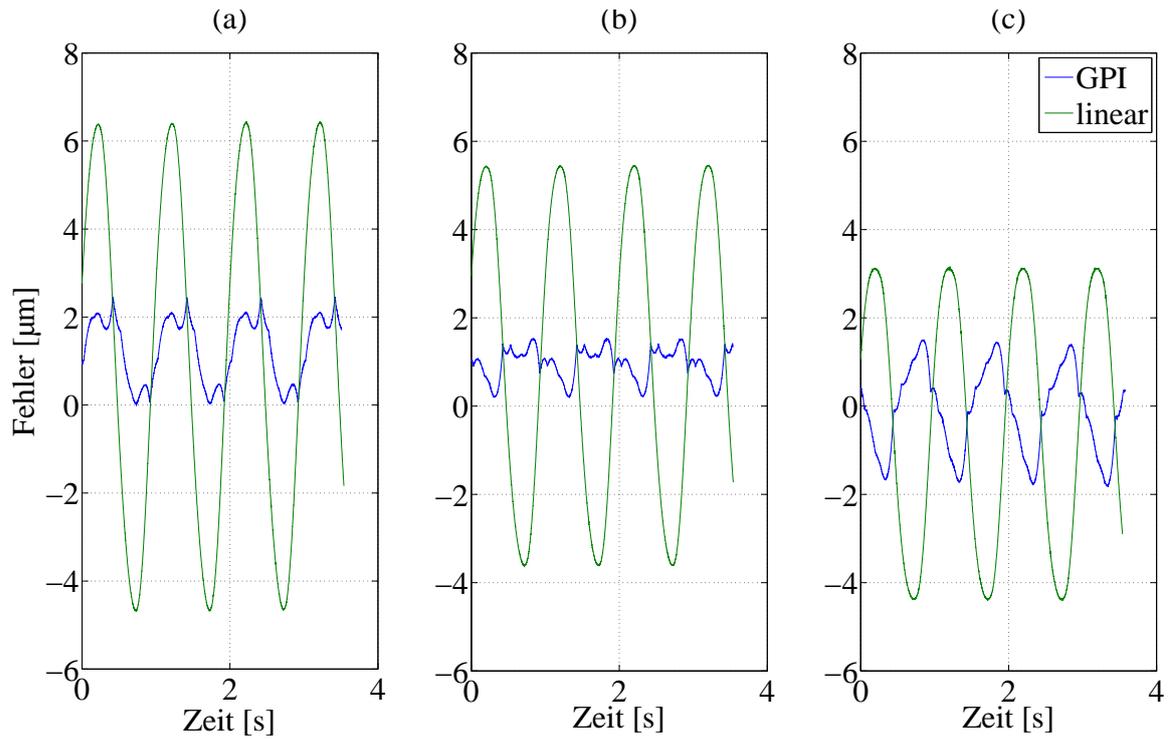


Abbildung 4.14: Validierung des GPI-Modells in verschiedenen Arbeitspunkten: a) im unteren, b) im mittleren und c) im oberen Arbeitsbereich des Aktors der x -Achse

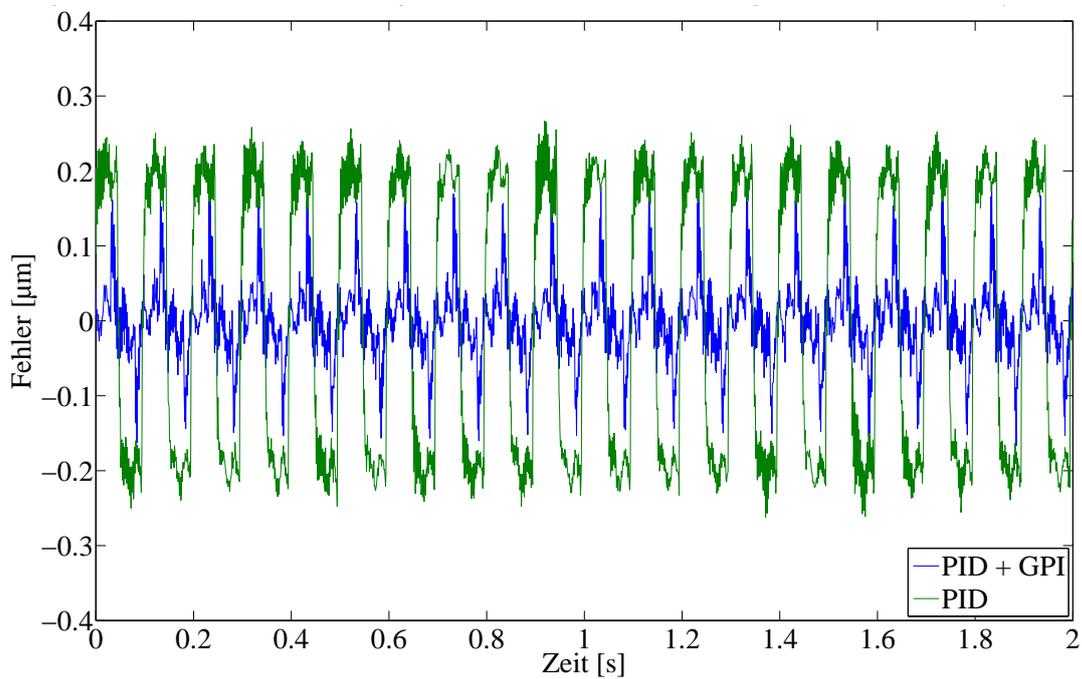


Abbildung 4.15: Verbleibender Fehler der Positionierung mit PID-Regler mit Vorsteuerung mit inversem Hysteresemodell (GPI) und ohne, bei einem Referenzsignal von 10 Hz

Die bisherigen Betrachtungen erfolgten im offenen Regelkreis, das bedeutet, es findet keine Regelung der Ausdehnung der Piezoaktoren statt. Da jedoch mit der integrierten Positionsmessung durch Dehnmessstreifen eine Messgröße zur Verfügung steht, muss die Vorsteuerung mit inversem Hysteresemodell auch im geschlossenen Regelkreis evaluiert werden. Details zur Regelung werden in Kapitel 4.3.2 und in Abbildung 4.11 beschrieben. Abbildung 4.15 zeigt die verbleibenden Fehler sowohl bei Regelung mit einem PID-Regler (siehe Kapitel 4.3.2) als auch bei Regelung mit PID-Regler und zusätzlicher modellbasierter Vorsteuerung der Hystereseffekte. Als Eingangssignal wurde ein 10 Hz-Signal gewählt, da es ungefähr die Frequenz widerspiegelt, bei der die Aktorik in der späteren Applikation betrieben wird. Auch wenn der PID-Regler den Regelfehler bereits auf einen kleinen Wert $\pm 0,25 \mu\text{m}$ reduziert, so ist doch deutlich erkennbar, dass die Vorsteuerung durch das inverse Hysteresemodell die Dynamik der Aktorik erhöht und den Regelfehler um circa 35 % reduziert.

Die Reduktion des Regelfehlers durch das Hysteresemodell mag auf den ersten Blick unwesentlich erscheinen. Da allerdings der Ausgang des Positionsregelkreises der Aktoren den Eingang für die Regelung der Spindelposition darstellt, sind Fehler in der Positionierung des Aktors als kritisch anzusehen. Sie werden durch die Übertragung der Festkörpergelenke zwischen Aktoren und Spindel verstärkt.

4.3.2 Modellbasierte Positionsregelung der externen Aktorik

Wie in Abbildung 4.11 dargestellt stehen zwei Messgrößen zur Regelung der Spindelposition zur Verfügung. Dehnmessstreifen messen die Ausdehnung der Piezoaktoren und kapazitive Sensoren messen die Position der Spindel (Schneider 2010, Olofsson, Sörnmo et al. 2011). Die Entwicklung der Regelung der Aktorik erfolgt in Matlab/Simulink. Die Generierung eines Targets mit dem Matlab Real-Time Workshop (The MathWorks, Inc. 1994–2010) erlaubt die Ausführung der Regelung unter Echtzeitanforderungen in dSPACE 1103 (dSPACE GmbH 2007). Im Folgenden wird auf die Auslegung der kaskadierten Regelung näher eingegangen.

Wie im vorangehenden Kapitel beschrieben, wird der innere Regelkreis (Positionsregelung der Piezoaktoren) durch eine Vorsteuerung mit einem inversen Hysteresemodell unterstützt. Dieses Modell reicht jedoch nicht aus, um alle nichtlinearen Effekte der Piezoaktoren, wie zum Beispiel Kriechen und den bleibenden Regelfehler, zu kompensieren (Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG 2014). Es wird daher zusätzlich ein PID Regler eingesetzt, dessen Übertragungsverhalten sich zu

$$u(t) = K_p e(t) + K_i \int_0^t e(\tau) d\tau + K_d \frac{d}{dt} e(t), \quad (4.14)$$

ergibt. $e(t)$ bezeichnet dabei die Differenz aus Sollwert und gemessener Position. K_p , K_i , und K_d sind die Regelparameter, die experimentell bestimmt und eingestellt werden. Der diffe-

rentiale Teil des Reglers wird zusätzlich durch einen Tiefpass gefiltert, um die Verstärkung von hochfrequentem Rauschen der Sensoren zu reduzieren. Ein wesentlicher Aspekt der Auslegung des Reglers spielt die Robustheit des Systems gegenüber Störungen von außen. Die mechanische Kopplung von Roboter, Werkstück, Werkzeug und Aktorik, beispielsweise beim Fräsen über den Eingriff der Schneiden ins Werkstück, führt zu einer unvorhersehbaren Anregung des Gesamtsystems durch Impulse beim Schneideneintritt und Belastungen bei der Spanbildung. Durch den limitierten Arbeitsraum der Piezoaktoren kann es durch Stellgrößenbeschränkungen zu einem Aufladen der Integratoren kommen (Åström und Hägglund 2005). Um das Aufladen zu verhindern, wird ein Anti-Windup integriert. Die Implementierung des PID-Reglers und des Anti-Windups erfolgt nach Astrom (Astrom und Wittenmark 2011). Ziel der Reglerauslegung ist die maximal zu erreichende Dynamik unter Berücksichtigung der Robustheit. Die Auslegung des inneren Regelkreises und die Validierung der Robustheit im Fräsprozess ist die Grundlage für die Entwicklung der äußeren Reglerkaskade, da diese maßgeblich von der Dynamik des inneren Regelkreises abhängt (Lunze 2014a). Die Auslegung der inneren Regelkreise erfolgt für alle drei Achsrichtungen der Aktorik separat, da jede Achsrichtung durch die unterschiedlichen dynamischen Eigenschaften der Aktorik eine spezifische Dynamik aufweist.

Modellidentifikation der Achsdynamik

Die Auslegung der inneren Regelkreise zielt neben der Robustheit auf die Maximierung der Dynamik ab. Das Übertragungsverhalten kann vereinfacht als 1 angenommen werden. Aufgrund der spielfreien und reibungsfreien Übertragung der Bewegung von den Piezoaktoren auf die Spindel kann von einem linearen Übertragungsverhalten ausgegangen werden. Die Modellierung dieses Übertragungsverhaltens erlaubt die Implementierung eines modellbasierten Reglers, der aufgrund seines Modellwissens in der Lage ist, frühzeitig und gezielt auf Störungen zu reagieren und damit insbesondere das System zu dämpfen. Zunächst soll das dynamische Verhalten der Aktorik als Vorstufe zur Modellierung untersucht werden.

Um Kopplungen zwischen den aktuierten Achsrichtungen zu vermeiden, wurden in der Konstruktion spezielle Festkörpergelenke vorgesehen, die eine Bewegung der Aktorik in den vorgesehenen Achsrichtungen erlauben und unerwünschte Bewegungen durch hohe Steifigkeiten sperren. Nichtsdestotrotz ist aufgrund von Fertigungstoleranzen und Annahmen in der Auslegung eine geringfügige Kopplung der Dynamiken zu beobachten. Eine Modellbildung der dynamischen Kopplung zwischen den Achsrichtungen wurde mit Hilfe eines Modells mit einem Eingang und mehreren Ausgängen (SIMO) nach Gleichung 2.23 durchgeführt. Abbildung 4.16 zeigt das Ergebnis am Beispiel der Erregung der x -Achse durch ein Chirpsignal und der dynamischen Antwort aller drei kartesischen Achsrichtungen an der Spindel. Das Eingangssignal u ist dabei auf die Eingangsspannung des Aktors skaliert, der Ausgang y stellt die Position der Spindel dar. Die identifizierten Modelle wurden auf

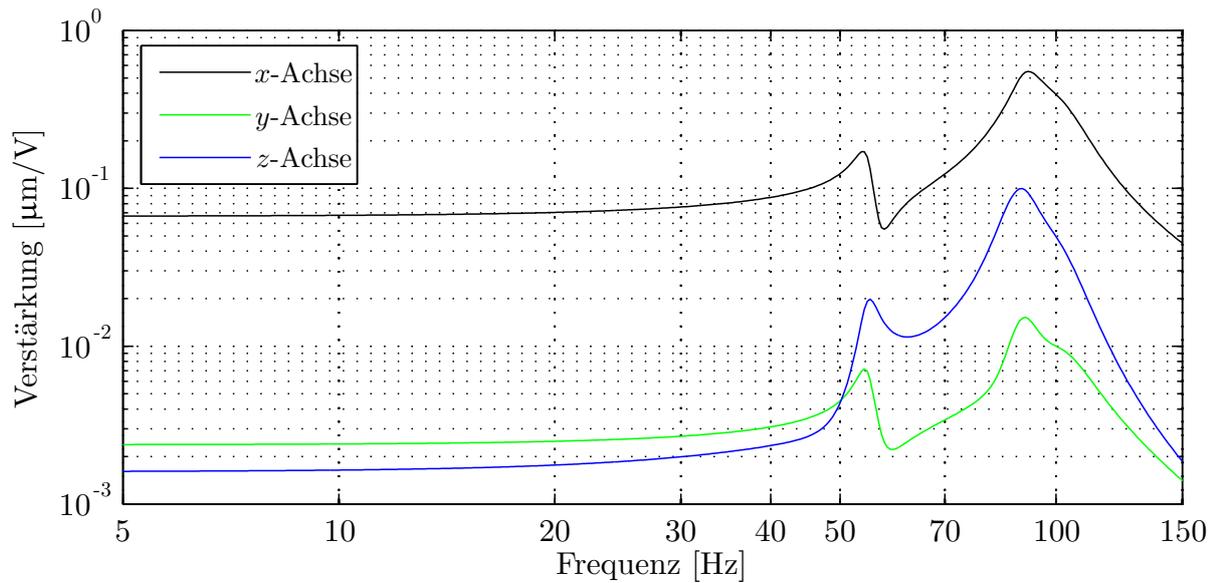


Abbildung 4.16: Bodediagramm des SIMO-Modells mit dem Spannungssignal der x -Achse als Eingang und der kartesischen Endeffektorposition als Ausgang

Ordnung 9 spezifiziert. Die Bodediagramme in Abbildung 4.16 zeigen eine Kopplung der Dynamik zwischen der x - und der z -Achse. Die y -Achse kann als nahezu entkoppelt angesehen werden. Da es sich nur um geringfügige Kopplungen der Achsen handelt, können die Achsen für eine leistungsfähige Regelung der separaten Einzelachsen als entkoppelt angesehen werden und die Dynamik für jede Achse einzeln identifiziert werden. Die Einkopplung durch andere Achsen wird dabei als Störung betrachtet und durch die Regler ausgeglet.

Im Folgenden wird die Identifikation der Einzelachsen als Systeme mit einem Eingang und einem Ausgang (SISO) betrachtet und Modellparameter identifiziert. Als Eingangsgröße wird die an die Piezoaktoren angelegte Spannung verwendet, als Ausgangsgröße die Position der Spindel. Chirpsignale dienen als Anregung, da sie in einem definierten Frequenzspektrum alle Frequenzen gleichmäßig anregen und eine sinnvolle Modellidentifikation erlauben. Entsprechend der unterschiedlichen Dynamik und der unterschiedlichen Anzahl der Resonanzen werden die Ordnungen für der Einzelmodelle gewählt. Für die x -, die y - und die z -Achse werden Modelle mit Ordnungen 7, 6 und 2 identifiziert. Abbildung 4.17 zeigt die Bodediagramme der ermittelten Modelle für den offenen Regelkreis. Zur Identifikation werden die in Kapitel 2.3.2 aufgeführten Algorithmen der System Identification Toolbox (Ljung 2010) und die in der SMI-Toolbox (Haverkamp, Chou et al. 1997) enthaltenen N4SID-Methode (Van Overschee und De Moor 1994) und MOESP-Algorithmus (Verhaegen und Dewilde 1992) verwendet. Basierend auf den Rauscheigenschaften der Daten wird die Ordnung des Systems bestimmt und direkt ein Kalman-Vektor K für einen Kalmanfilter abgeleitet.

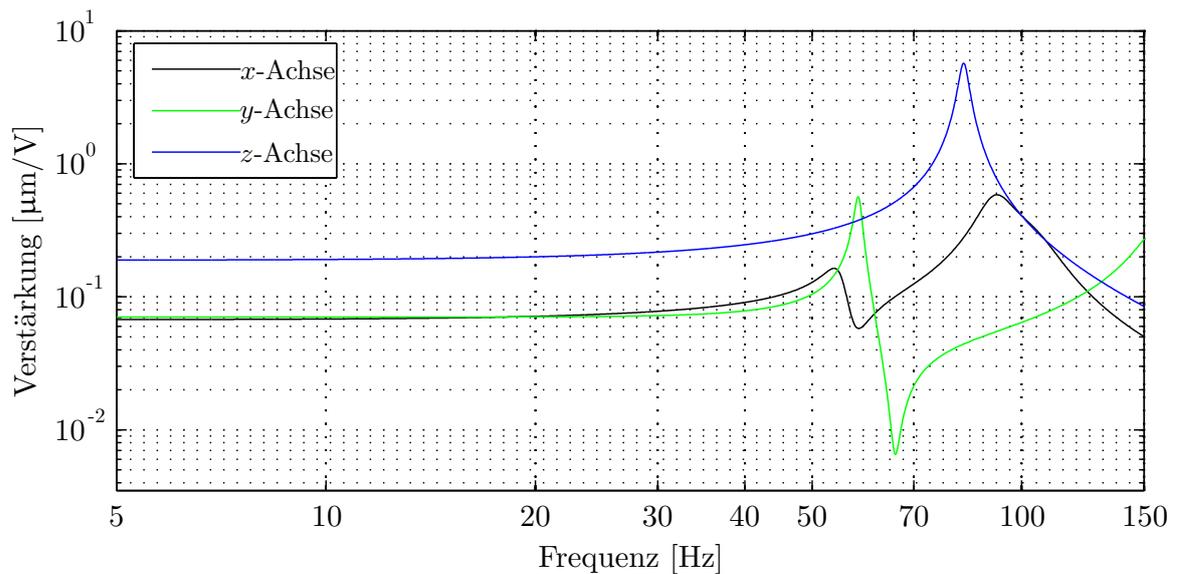


Abbildung 4.17: Bodediagramme zur Modellidentifikation der drei Piezoaktoren bei offenem Regelkreis

Der normalized root mean square error (NRMSE) $\tau_{NRMSE} \in [0, 100] \%$ ist ein Maß für die Güte des Modells. Der NRMSE für die identifizierten Modelle bei geschlossener innerer Reglerkaskade liegt bei 92,8 %, 88,7 % und 96,0 % für die x -, y - und z -Achse. Die Modelle bilden also die wesentlichen Dynamikeigenschaften der Systeme ab und sind daher für den Einsatz in der Regelung geeignet. Modelle für den geschlossenen Regelkreis lassen sich analog dazu erstellen. Sie unterscheiden sich jedoch nur unwesentlich. Beim Vergleich der Resonanzen der drei Achsen fällt auf, dass die Eigenfrequenzen der x - und der z -Achse nahe beieinander liegen. Dies erklärt auch die dynamische Kopplung der Achsen, da sie auf dieselben Frequenzen empfindlich reagieren und Schwingungen verstärken.

Optimale Zustandsregelung der Spindelposition

Da die Systemzustände der Aktorik nicht vollständig gemessen werden können, werden Modelle der einzelnen Achsrichtungen der Aktorik identifiziert. Modelliert wird dabei der komplette innere Regelkreis mit der nichtlinearen Dynamik der Aktoren, der Vorsteuerung und der PID-Regelung. Der geschlossene innere Regelkreis kann durch die Ausregelung der nichtlinearen Effekte vereinfacht als lineares System betrachtet werden. Mit den identifizierten Zustandsmodellen der linearen Dynamik kann ein Beobachter und damit eine Zustandsregelung realisiert werden. Die Zustandsregelung stellt eine geeignete Methode zur Regelung dieses Systems dar, da durch geeignete Parameterwahl die Dämpfung der Resonanzen erhöht werden kann. Die Regelung kann durch

$$u_k = -L(x_k) + u_k^f \quad (4.15)$$

beschrieben werden. x_k stellt dabei die Systemzustände und u_k^f die Vorsteuerung des Sollsignals dar. Die Regelung wird eingestellt durch die Wahl des Vektors L . Dieser Vektor wird durch linear quadratische (LQ) optimale Regelung bestimmt, wodurch ein sinnvoller Ausgleich zwischen der Dämpfung der Resonanzen und dem Folgen des Sollsignals erreicht wird (Astrom und Wittenmark 2011). Die Funktion J mit

$$J = \sum_{k=1}^{\infty} x_k^T Q x_k + u_k^T R u_k \quad (4.16)$$

wird dabei durch Lösen der Riccatigleichung (siehe Gleichung 2.27) minimiert und der Vektor L aus den Gewichten Q und R bestimmt.

Zur Bestimmung der Systemzustände wird ein Kalmanfilter verwendet (Kalman 1960). Basierend auf der gemessenen Position der Spindel und den Sollwerten an das Gesamtsystem und mit Hilfe der identifizierten Modelle können die Systemzustände geschätzt werden. In Verbindung mit einem LQ-Regler kann die Gesamtregelung als LQG-Regelung beschrieben werden. Nach Åstrom (Astrom und Wittenmark 2011) wird der Kalmanfilter beschrieben durch

$$\begin{cases} \hat{x}_{k+1} = \Phi \hat{x}_k + \Gamma u_k + K(y_k - C \hat{x}_k) \\ \hat{y}_k = C \hat{x}_k \end{cases} \quad (4.17)$$

\hat{x}_k stellt dabei die geschätzten Zustände und \hat{y}_k die geschätzte Systemantwort dar. Die Kalmanfilter-Verstärkung K wird wie bereits beschrieben durch Minimierung des Rauscheinflusses in Gleichung 2.23 bestimmt. Die Zustandsmatrizen Φ, Γ und C stellen die Zustandsmatrizen der identifizierten Modelle nach Gleichung 2.23 dar. Um eine bleibende Regelabweichung in dem Positionsregelkreis zu eliminieren, wird dem Zustandsregler eine integrale Funktion hinzugefügt. Dazu wird der Zustandsvektor um einen Integralzustand x_k^i durch

$$x_{k+1}^i = x_k^i + h(r_k - y_k), \quad x_0^i = 0 \quad (4.18)$$

erweitert. h stellt dabei die Zykluszeit des Systems und r_k das Sollsignal des Positionsregelkreises der Spindel dar. Durch die Erweiterung des Zustandsvektors muss auch der Vektor der Zustandsrückführung L durch ein Element erweitert werden: $L_e = [L \ l_i]$ mit der Verstärkung des Integrators l_i . Es gibt verschiedene Ansätze zur Realisierung der Vorsteuerung des Sollsignals. Die Vorsteuerung u_k^f des Sollsignals r_k wird als direkte Ableitung des Sollsignals durch

$$u_k^f = l_r r_k \quad (4.19)$$

implementiert. Die Struktur des kompletten Regelkreises ist abgebildet in Abbildung 4.11.



Abbildung 4.18: Definition der Koordinatensysteme mit der Space-Probe des K600

4.3.3 Überlagerte Regelung von Industrieroboter und externer Aktorik

Die in den vorhergehenden Kapiteln vorgestellte Regelung der externen Aktorik gewährleistet zwar die präzise und dynamische Positionierung der Spindel, jedoch muss sie an die Position des Roboters gekoppelt werden, um gezielt auf die relative Position von Werkstück und Werkzeug einwirken zu können. Eine zentrale Rolle nimmt daher das externe Messsystem ein, da es 6D-Positionsinformationen von Spindel (und damit dem Werkzeug) und dem Werkstück bereitstellt (siehe Abbildung 4.1). Durch die synchrone Messung beider Positionen kann die relative Position beider Elemente ohne Einfluss der Position des Messsystems erfasst werden. Das Messergebnis ist dadurch von Einflüssen wie beispielsweise Schwingungen in der Befestigung des Messsystems entkoppelt.

Um die verwendeten Koordinatensysteme zu definieren, wird ein Handmessgerät eingesetzt (siehe Abbildung 4.18). Durch Messung von Einzelpunkten werden Flächen, Kreise und Zylinder dazu benutzt, die Koordinatensysteme des Werkzeugs und des Werkstücks zu definieren. Die Verknüpfung des eingemessenen Koordinatensystems mit den befestigten LEDs erlaubt dann die Berechnung der Lage des Koordinatensystems aus den LED-Positionen. Abbildung 4.19 zeigt das resultierende Messrauschen bei der Berechnung des Koordinatenursprungs anhand von 10 Messungen. Dabei kann eine Kugel mit Radius $26,3 \mu\text{m}$ gefunden werden, die die gemessenen Punkte umhüllt.

Die zentrale Aufgabenstellung der übergeordneten Regelung besteht darin, den Regelfehler der relativen Position von Werkzeug und Werkstück zu minimieren und dabei die Limitierung des Stellweges der externen Aktorik von $0,5 \text{ mm}$ zu berücksichtigen. Der Mid-Ranging Regelungsansatz berücksichtigt genau diese Limitierung, wobei zwei Aktorsysteme (in diesem Fall der Roboter und die externe Aktorik) auf dieselbe Regelgröße einwirken (siehe Kapitel 2.4). Da die externe Aktorik eine Aktuierung in drei translatorischen Freiheitsgraden erlaubt, wird das Regelungsproblem in drei Einzelregelungen zerteilt, die jeweils

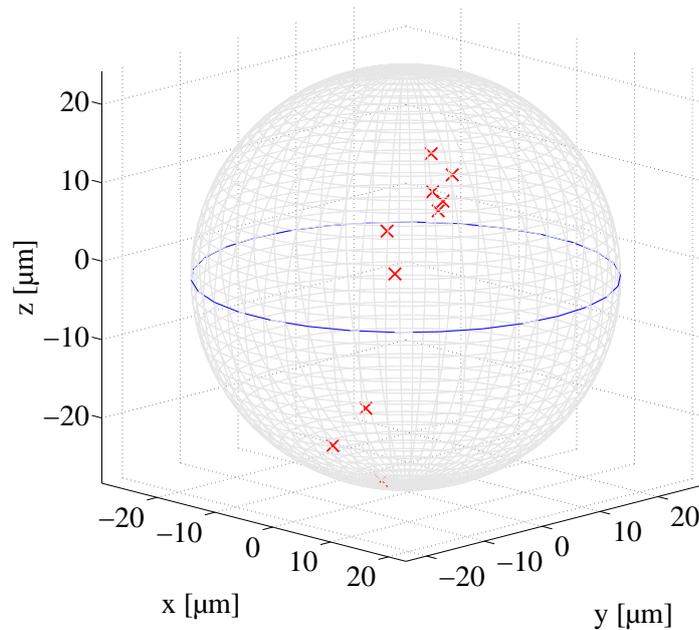


Abbildung 4.19: Messrauschen bei der Berechnung des Ursprungs des Koordinatensystems durch 4 LEDs: Die umhüllende Kugel hat einen Radius von $26,3 \mu\text{m}$

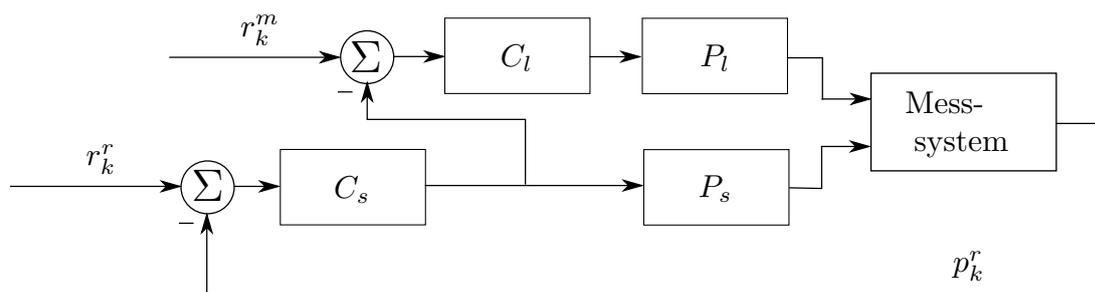


Abbildung 4.20: Mid-Ranging Regelung mit einem schnellen System P_s (Aktorik) und einem langsamen System P_l (Roboter)

eine kartesische Achsrichtung regeln. Die relative Orientierung der Koordinatensysteme wird dabei allein durch den Roboter ausgegelt. Die translatorischen Fehler, die zum einen die größere Amplitude, zum anderen aber auch die hohen Frequenzen aufweisen, werden sowohl durch den Roboter als auch durch die dynamische Aktuierung der externen Aktorik ausgegelt.

Abbildung 4.20 zeigt den systematischen Aufbau der Mid-Ranging Regelung angelehnt an die Positionsregelung von Ventilen (Allison und Isaksson 1998, Allison und Ogawa 2003). Das System P_s stellt dabei das schnelle System (die externe Aktorik) dar, während P_f das langsame System (den Roboter) mit dem großen Arbeitsraum darstellt. Das Rückführsignal p_k^r ist in dieser Applikation die relative translatorische Position von Werkzeug und Werkstück, welche mit der Sollposition r_k^r abgeglichen wird. Die Systeme C_s und C_l stellen Regler dar, die den Regelfehler entsprechend der Dynamik des nachfolgenden Systems

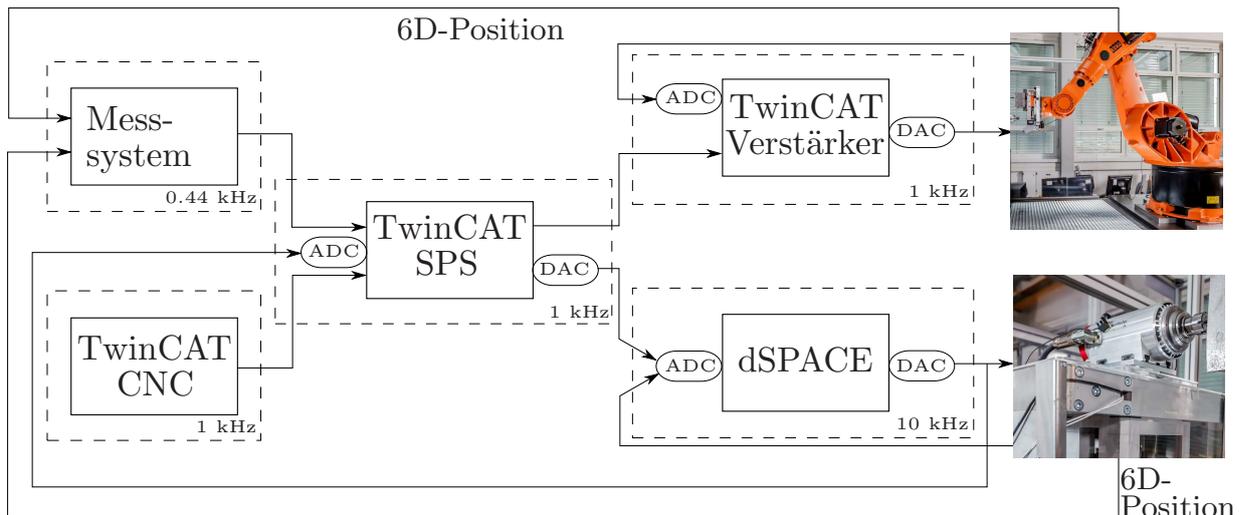


Abbildung 4.21: Systematische Darstellung der beteiligten Steuerungseinheiten mit Zykluszeiten und übertragenen Signalen

verarbeiten. Während das schnelle System P_f möglichst direkt den Regelfehler umsetzt, wird der Regelfehler für das langsame System P_s nochmal durch C_l gefiltert, um Schwingungsanregungen zu vermeiden. r_k^m stellt das Korrektursignal durch die externe Aktorik an den Roboter dar. Dieses Korrektursignal wird durch die Differenz zwischen der aktuellen Position der Aktorik und der Mitte des Arbeitsraums gebildet. Durch Aufschaltung des Signals auf die Roboterposition führt der Roboter die Aktorik wieder zurück in die Mitte ihres Arbeitsraums, sodass die Aktorik die hohen Frequenzen mit maximalem Puffer zu den Stellgrenzen ausregeln kann.

Die Regler C_s und C_l werden zu PI-Reglern gewählt. Allison stellt eine Auslegung von PI-Reglern im Mid-Ranging Regelkreis für lineare Systeme 1. Ordnung vor (Allison und Ogawa 2003). Die betrachteten Systeme, sowohl der Roboter als auch die Aktorik, sind schwingfähige Systeme höherer Ordnung mit nichtlinearen Anteilen und die Auslegung der Regler nach Allison kann nur als Startparametersatz verwendet werden. Manuelles Optimieren ist notwendig, um die Stabilität des Systems zu erreichen und die Regler an die Prozessdynamik anzupassen. Die Implementierung der Regelung erfolgt in einer SPS unter TwinCAT (Beckhoff Automation GmbH 2014), die mit einer Zykluszeit von 1 ms ausgeführt wird.

Eine weitere wichtige Rolle in der Systemdynamik nehmen die beteiligten Steuergeräte, die jeweiligen Zykluszeiten und die Totzeiten ein. Abbildung 4.21 zeigt den Aufbau des Gesamtsystems mit den beteiligten Steuereinheiten und den jeweiligen Zykluszeiten. Ein Großteil der Einheiten läuft dabei unter TwinCAT (Beckhoff Automation GmbH 2014). Sowohl die CNC-Bahngenerierung als auch die SPS und die Servoverstärker laufen auf einer Softwareplattform in verschiedenen Tasks.

Folgende Priorisierung der Tasks wurde dabei vorgenommen:

1. CNC-Bahngenerierung (1 kHz)
2. Eingangs-/Ausgangsklemmen und Servoverstärker (10 kHz)
3. SPS (1 kHz)

Die Berechnungen der Bahnplanung der CNC dürfen nicht unterbrochen werden, daher wird die CNC am höchsten priorisiert. Da jedoch die in der SPS implementierten Regelalgorithmen, wie beispielsweise die Mid-Ranging Regelung, immer mit aktuellen Eingangswerten arbeiten sollen und die Ausgabewerte mit minimaler Verzögerung weitergegeben werden wird der Eingangs-/Ausgang (E/A)-Task höher priorisiert als der SPS-Task und wird mit einer Zykluszeit von 0,1 ms aufgerufen. Neben den Zykluszeiten der Steuereinheiten spielen aufgrund der analogen Übertragung der Signale zwischen dSPACE und TwinCAT die Wandler zwischen analogen und digitalen Signalen eine Rolle. Messungen zeigen allerdings, dass die Wandlungszeiten (circa 50 μ s) im Vergleich zu den Zykluszeiten der Tasks (0,1–1 ms) vernachlässigbar sind. Die kritische Zykluszeit des Systems stellen die 2,3 ms des Messsystems dar. Zusammen mit der Übertragung der Daten per TCP/IP an TwinCAT über den Treiber von Windows limitiert das Messsystem die Zykluszeit des Gesamtsystems und bringt eine Totzeit ein. Diese Totzeit setzt sich zusammen aus Berechnungen im Messsystem (circa 1,7 ms (COMET: EU/FP7 2012)) und der Übertragung an TwinCAT (circa 2 ms, siehe Abbildung 4.10). Die Leistungsfähigkeit des Systems wird experimentell unter Prozessbedingungen evaluiert (siehe Abschnitt 5.5).

5 Experimentelle Validierung und Analyse am Roboterfräsen

Genauigkeiten von Roboterprozessen hängen von vielen unterschiedlichen Faktoren ab. Die in der Fachliteratur verfügbaren Möglichkeiten zur Steigerung der Genauigkeit lassen sich nur schwer miteinander vergleichen, da jeweils unterschiedliche Anlagen und unterschiedliche Szenarien betrachtet werden. Um die Wirksamkeit der in Kapitel 4 vorgestellten Methoden sinnvoll zu beschreiben, wird ein Testszenario definiert, in dem die Methoden evaluiert werden. Die folgenden Ausbaustufen der Genauigkeitssteigerung werden dabei betrachtet:

1. Unkompensierter Roboter
2. Roboter mit Steifigkeitsmodellierung, Kraftmessung und Abdrängungskompensation
3. Roboter mit externer Messung und überlagerter Positionsregelung des Endeffektors
4. Roboter mit externer Messung, überlagerter Positionsregelung des Endeffektors und externer Aktuierung

5.1 Testszenario zur Validierung erreichbarer Genauigkeiten

IR werden vielfältig eingesetzt und dementsprechend unterschiedlich sind Bewegungsprofile und Anforderungen. Um jedoch die verschiedenen Ansätze zur Verbesserung der Genauigkeit sinnvoll miteinander zu vergleichen, muss ein entsprechendes Testszenario definiert werden, das die Anforderungen verschiedener Applikationen sinnvoll abbildet und gleichzeitig eine aussagekräftige Beurteilung erlaubt. Die Norm ISO-230 Teil 4 stellt dabei eine erprobte Methode zur Vermessung von Werkzeugmaschinen vor (ISO 230-4 2009, Weck 2007). Anhand einer Kreisform werden damit zum einen die Regelung von Werkzeugmaschinen eingestellt und zum anderen die Genauigkeit von Werkzeugmaschinen evaluiert. Die Kreisform weist dabei Eigenschaften auf, die leicht ausgewertet werden können. Zum einen lässt sich die 3D-Geometrie unterteilen, was die Vermessung und die Interpretation erleichtert. Bei der Kreisgeometrie handelt es sich um eine 2D-Geometrie, die auf Koordinatenmaschinen durch Kamertechnik präzise vermessen werden kann. Durch taktile Vermessung der

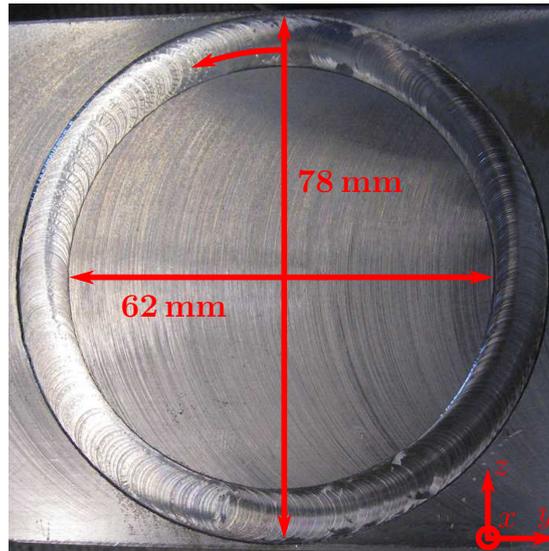


Abbildung 5.1: Eine Kreisgeometrie mit Durchmesser 70 mm wird für die Evaluierung der Leistungsfähigkeit der Methoden verwendet. Die Fräsbahn startet oben mittig und verläuft gegen den Uhrzeigersinn.

Oberfläche kann die dritte Raumrichtung in 1D vermessen werden, um die Prozessdynamik zu charakterisieren.

Zur Interpretation müssen jeweils Messdaten mit nominellen Daten verglichen werden. Dazu müssen die Daten im selben Koordinatensystem vorliegen. Da jedoch verschiedene Maschinen und Sensoren für die Applikation und für die Vermessung eingesetzt werden, ist die Fusion der Daten in ein einheitliches Koordinatensystem nicht trivial und geht direkt in die Genauigkeit des Ergebnisses ein. Beim Kreis jedoch wird der Ursprung des Koordinatensystems durch den Kreismittelpunkt und die Achsen des Koordinatensystems durch die Ebene des Kreises definiert. Lediglich ein rotatorischer Freiheitsgrad um die Achse, die senkrecht auf der Ebene steht, lässt sich nicht direkt auflösen. Die Kontur des Kreises lässt sich durch den Bezug zum Kreismittelpunkt bewerten und statistisch auswerten. Der Abstand der Kreispunkte wird mit dem nominellen Radius verglichen und daraus die Abweichung berechnet.

Für die Qualifizierung von IR ist es wichtig, dass sich im Testszenario alle Roboterarme im Einsatz befinden. Nur so kann eine allgemeingültige Aussage getroffen werden. Die Kreisbahn selbst bewegt sich nur in zwei Raumrichtungen. Die Kreisbahn wird jedoch so im Raum platziert, dass dafür alle sechs Gelenke des Roboters bewegt werden müssen und die Effekte aller sechs Gelenke in der Kreisgeometrie abgebildet werden (siehe Abbildung 4.1).

Der Fräsprozess wird ausgewählt, um die Ansätze aus Kapitel 4 zu qualifizieren, da er die größte Komplexität für IR darstellt. Ein Bahnprozess wird dabei kombiniert mit statischen Abdrängungseffekten und dynamischer Anregung durch die Zähne des Fräasers. Damit werden alle Effekte von zerspanenden Roboterprozessen beleuchtet.



(a) Fräs Werkzeug mit Beschichtung,
8 mm Durchmesser und 4 Zähnen

(b) 45° Phase des Werkzeugs

Abbildung 5.2: Fräs Werkzeug für die Zerspanung von Stahl bei hohen Drehzahlen

Zur Validierung wird der Versuchsaufbau verwendet, der bereits in Kapitel 4, im Speziellen in Abbildung 4.1, dargestellt ist. Insbesondere werden zur Validierung zwei baugleiche Spindeln vom Typ Chopper 3300 eingesetzt. Eine Spindel steht fest verankert auf dem Maschinenbett, die andere steht auf der externen Aktorik zur Fehlerkorrektur. Die Position der beiden Spindeln ist an der X-Z-Ebene der Roboterbasis gespiegelt, um eine vergleichbare Pose des Roboters zu garantieren. Außer für die Validierung mit der externen Aktorik wird immer die Spindel verwendet, welche fest auf dem Maschinenbett verankert ist. Alle Kreisbahnen weisen einen Durchmesser von 70 mm auf (siehe Abbildung 5.1) und werden mit einem Horex-Schaftfräser aus Vollhartmetall mit TiSi Beschichtung, 45° Phase und 8 mm Durchmesser gefräst (siehe Abbildung 5.2). Mit 4 Zähnen wird der Fräser bei 28.000 min^{-1} und einem Vorschub von $300 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$ betrieben. Bei einer axialen Frästiefe von 0,5 mm ist der Fräser im vollen Eingriff. Das Werkstück besteht aus Stahl mit Streckgrenze $235 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$, dessen Verwendung in der Industrie weit verbreitet ist.

Zur Vermessung der Fräsergebnisse wird eine Koordinatenmessmaschine (KMM) vom Typ Videocheck HA400 von Werth eingesetzt (Werth GmbH 2014), die sich aufgrund der Genauigkeitsanforderungen in einem klimatisierten Messraum befindet. Im Folgenden werden die eingesetzten Sensoren und ihre Integration beschrieben, da sie maßgeblich für die Qualität der Validierung verantwortlich sind.

Zentrales Messinstrument der Validierung ist die KMM Videocheck HA400. Die 2D-Geometrie des gefrästen Kreises wird über die Kamera der Maschine erfasst. Durch eine geeignete Parametrierung des Hell- und des Dunkelfelds lässt sich ein starker Kontrast an der 45° Phase des Kreisrandes detektieren. Diese Kante entsteht durch die Phase des Fräasers (siehe Abbildung 5.2). Durch Aneinanderreihung mehrerer Bildausschnitte kann die komplette Kreisgeometrie abgebildet und eine Auflösung von $7 \mu\text{m}$ pro Pixel erreicht werden. Filter erlauben die Verstärkung der Kontraste und die Ableitung des Kreisprofils. Abbildung 5.2 zeigt darüber hinaus Verzeichnungen, die an den Grenzen zwischen den Einzelbildern auftreten (Abbildung 5.3 Vergrößerung oben). Grund hierfür sind die nicht-perfekten Abbildungen der Linsen des realen Bildes auf den Chip. Grenzen zwischen zwei benachbarten Aufnahmen können daher zu Brüchen im Profil führen. Eine größere Fehler-

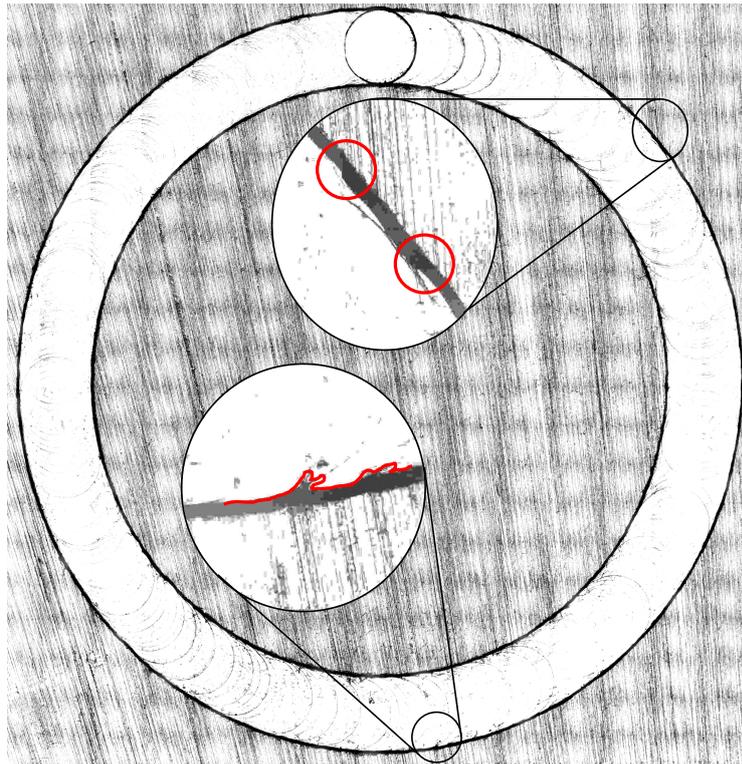


Abbildung 5.3: Aufnahme der Kreisgeometrie durch Videocheck HA400 mit vergrößerten Verzeichnungen der Einzelaufnahmen

quelle stellen jedoch die Oberflächenstrukturen des Werkstücks dar. Krater von einzelnen Schneiden tauchen im Bild auch als dunkle Linien auf, da sie das Licht nicht wie eine glatte Oberfläche reflektieren. Die Bildverarbeitung kann diese Konturen nicht an allen Stellen sauber von der Kreiskontur trennen und bringt so Fehler in das Messergebnis ein, die auf dem realen Werkstück nicht existieren (Abbildung 5.3 Vergrößerung unten). Die nachfolgenden Diagramme der Profile sind unter diesem Gesichtspunkt zu interpretieren.

Neben der Analyse der Kreisgeometrie wird die Oberfläche des Werkstücks untersucht. Die Kombination von M400 und SD26 von Mahr (Mahr GmbH 2011) erlaubt eine taktile 1D Vermessung der Oberfläche auf einer Länge von bis zu 25 mm. Durch den spitz zulaufenden mikroskopischen Messtaster mit einem Durchmesser von $2\ \mu\text{m}$ des SD26 ist es möglich, auch feine Rillen auf der Oberfläche zu detektieren, ohne sie, durch beispielsweise den Einsatz einer Messkugel, zu filtern. Da Messsystem und Werkstück manuell zueinander ausgerichtet werden müssen, wird die Neigung der gemessenen Profile jeweils entfernt. Die im Folgenden dargestellten Profile stellen also keinen Trend des Profils, sondern lediglich die unorientierte Oberflächenkontur dar.

Die folgenden Sensoren tragen direkt zur Kompensation von Fehlern und damit zur Genauigkeitssteigerung bei. Die Signale dienen darüber hinaus zur Analyse und Charakterisierung des Prozesses. Das K600 Messsystem erfasst durch Kameramessung die Position einer nahezu unbeschränkten Anzahl an LEDs (Nikon Metrology 2014b). Die Montage der

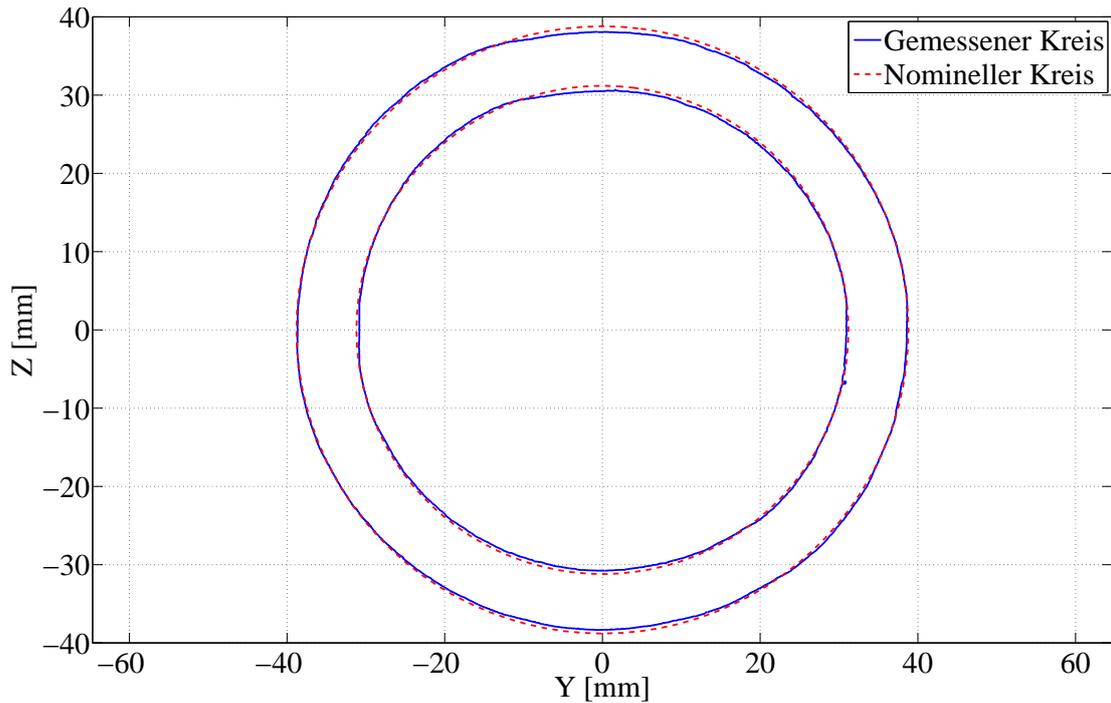


Abbildung 5.4: Nomineller und auf der KMM gemessener Kreis beim Fräsen mit unkompenziertem Roboter

LEDs bestimmt dabei maßgeblich das Messrauschen und die Genauigkeit der Messung. Zum einen müssen die LEDs so ausgerichtet sein, dass der Winkel zwischen LED und Kamera möglichst klein ist. Zum anderen können mehrere LEDs an einem Körper befestigt werden und die 3D-Messungen der einzelnen LEDs zu einer 6D-Messung eines Koordinatensystems zusammengeführt werden. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die LEDs nicht in einer Linie liegen und einen ausreichenden Hebel zueinander aufweisen. Ansonsten verschlechtert sich die Rekonstruktion des 6D-Koordinatensystems. Die Verwendung redundanter LEDs verringert das Messrauschen. Aus diesem Grund werden jeweils vier LEDs für die Messung der Werkstückposition und vier LEDs zur Messung der Spindelposition eingesetzt. Die Anbindung des Messsystems ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Aus der SPS können die Daten aufgezeichnet und ausgewertet werden.

Zur Messung der Prozesskräfte am Werkstück wird ein ATI SI-2500-400 Kraft-/Momentensensor (ATI Industrial Automation 2014) eingesetzt, der sowohl Kräfte als auch Momente dreidimensional aufnehmen kann. Über den analogen Ausgang werden die Daten über die Klemmen an die SPS übergeben und mit 10 kHz eingelesen (siehe Kapitel 4.3.3). Die kapazitiven Sensoren der externen Aktorik erfassen die 3D-Position der Spindel (Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG 2014). Die Abtastfrequenz der Sensoren von 20 kHz und die Einlesefrequenz des dSPACE IO-Boards von 10 kHz erlauben eine hochfrequente Erfassung der Spindelposition.

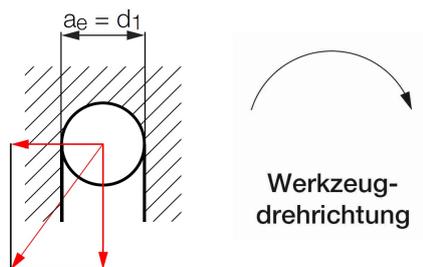


Abbildung 5.5: Prozesskraft beim Fräsen im Volleingriff: Überlagerung von Kräften orthogonal und in Vorschubrichtung (Emuge Franken 2004)

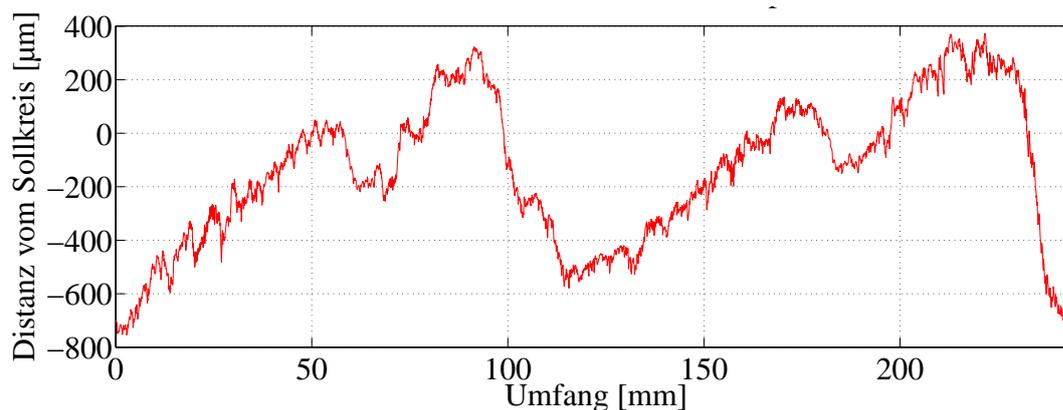


Abbildung 5.6: Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis beim Fräsen mit unkompensiertem Roboter. Umfang 0 mm startet in Abbildung 5.4 oben auf 12 Uhr

5.2 Unkompensierter Industrieroboter

Als Referenz für die Genauigkeitssteigerung wird die Kreisgeometrie ohne Kompensation gefräst. Abbildung 5.4 zeigt die Vermessung der Kreisgeometrie auf der Koordinatenmessmaschine (KMM). Der Mittelpunkt des idealen Kreises wurde durch Minimierung der Fehlerquadrate der Messdaten definiert. So kann die Abweichung jedes Messpunktes zur idealen Kreisgeometrie bestimmt werden. Besonders fällt die Abweichung im oberen Bereich des Kreises auf. Eine Vermessung der Kreisbahn mit dem Messsystem K600 ohne Fräsprozess und Kontaktkraft zeigt eine ähnliche Abweichung und schließt somit Einflüsse des Fräsprozesses aus. Vielmehr sind die Getriebe des Roboters für diese Abweichungen verantwortlich. 1998 wurden Getriebe eines neuen Herstellers verbaut, die sich im Nachhinein als wenig präzise herausstellten. Da die Prozesskraft im vollen Eingriff das Werkzeug nach innen zieht (siehe Abbildung 5.5) ist es wenig überraschend, dass ein Großteil der gemessenen Kreisgeometrie innerhalb des nominellen Kreises liegt. Dies verdeutlicht ebenso die Darstellung der Abweichung der gemessenen Kreisgeometrie vom nominellen Kreis in Abbildung 5.6. Alle Werte unterhalb der Nulllinie liegen innerhalb der Sollgeometrie. Wie bereits in Kapitel 5.1 beschrieben entsteht begründet durch das optische Messprinzip ein Messrauschen im Bereich von 100-200 µm.

5.3 Kompensation der Abdrängung

Abbildung 5.7 zeigt den Versuchsaufbau zur Validierung der Verformungskompensation. Am Flansch misst ein 6D-Kraft-/Momentensensor die Last am Werkstück (vergleiche Kapitel 5.1). Das Werkstück wird an der fest stehenden Spindel auf einer Kreisbahn vorbeigeführt. Entsprechend der Last und der Steifigkeit des Roboters in der entsprechenden Stellung wird die Position mit einer Korrektur der Verformung überlagert. Abbildung 5.8 zeigt den Verlauf des Signals während des kompletten Kreises (Schneider, Momeni Kelageri et al. 2014). Der Eintritt des Fräasers in das Werkstück nach circa 19 Sekunden und der Austritt des Fräasers nach circa 107 Sekunden sind klar erkennbar.



Abbildung 5.7: Validierung der Abdrängungskompensation am Beispiel des Fräsens einer Kreisgeometrie

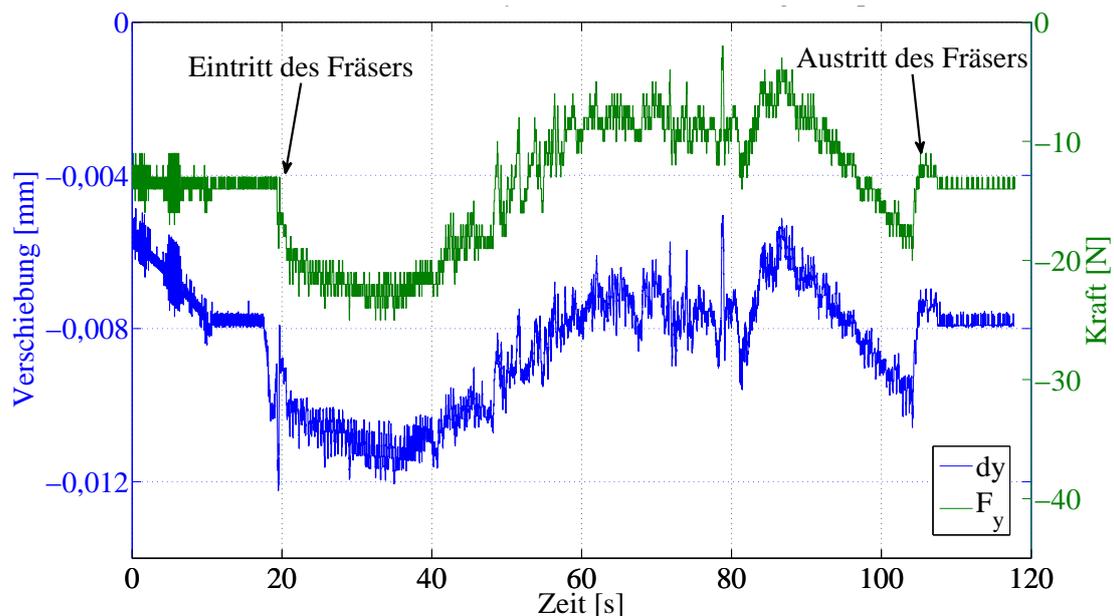


Abbildung 5.8: Verlauf des Korrektursignals aufgrund der Verformungskompensation beim Fräsen der Kreisgeometrie in y -Richtung der Roboterbasis

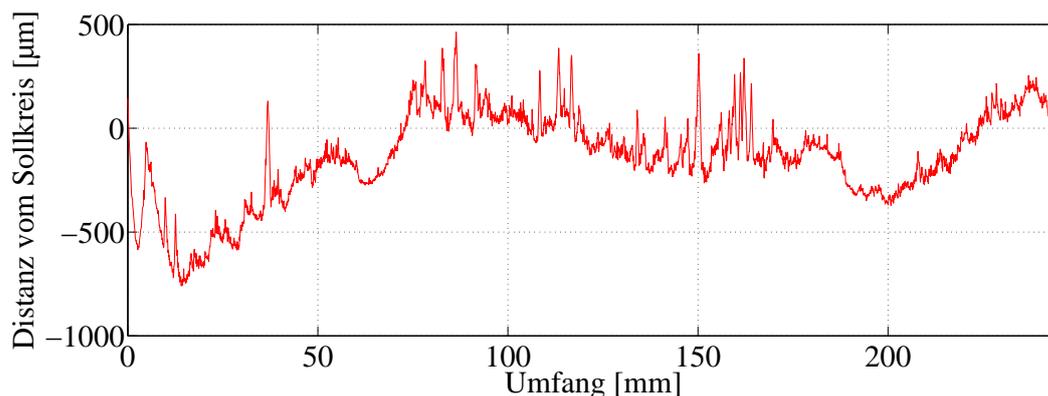


Abbildung 5.9: Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis beim Fräsen mit Abdrängungskompensation

Die Kraft nimmt dabei, wie bei einer Kreisbahn erwartet, eine Sinusform an. Die davon abgeleitete Verformung verläuft analog. Allerdings gilt es dabei zu beachten, dass die Verformung in y -Richtung nicht allein aus der Kraft in y resultiert, da sich IR anisotrop verformen. Das bedeutet, dass die Steifigkeitsmatrix nicht nur auf der Diagonale besetzt ist und auch beispielsweise Belastungen in x - oder z -Richtung zu Verformungen in y -Richtung führen können. Abbildung 5.9 zeigt die Vermessung des Kreises mit Abdrängungskompensation auf der KMM. Sie zeigt die Abweichung des gefrästen Kreises von der Idealgeometrie. Die charakteristische Form zu Beginn bleibt erhalten, da sie nicht auf die Verformung, sondern auf Nichtlinearitäten der Getriebe zurückzuführen ist. Jedoch scheint die Verformung auch einen Verformungsanteil besitzen, da sie im Falle der Verformungskompensation nicht so dominant ausfällt. Diese Aussage lässt sich für die ganze Fehlerkurve verallgemeinern. Die grundsätzliche Struktur ähnelt der Struktur des Kreises ohne Kompensation, jedoch fallen die Abweichungen nicht so stark aus.

5.4 Positionsregelung durch externe Messung

Während bei der Kompensation der Verformung durch Kraft-/Momentenmessung und Steifigkeitsmodellierung zum Beispiel Nichtlinearitäten der Gelenke immer noch deutlich sichtbar sind, so erwartet man bei externer Messung von Werkstück und Werkzeug, und damit verbunden bei geschlossenem Regelkreis, ein wesentlich genaueres Ergebnis. Durch die externe Messung wird nun der Fokus weg von den Ursachen der Fehler hin zu den Auswirkungen gelenkt. Es werden damit alle Fehlerquellen des Roboters erfasst und geregelt, während bei der Modellkompensation lediglich die Aspekte entsprechend der Modellierungsgenauigkeit der Beschreibung kompensiert werden können, die von der Modellierung erfasst werden. Entsprechend dem Aufbau in Kapitel 4.2 wird nun mit geschlossenem Positionsregelkreis des Endeffektors eine Kreisgeometrie gefräst. Die Vermessung auf der KMM in Abbil-

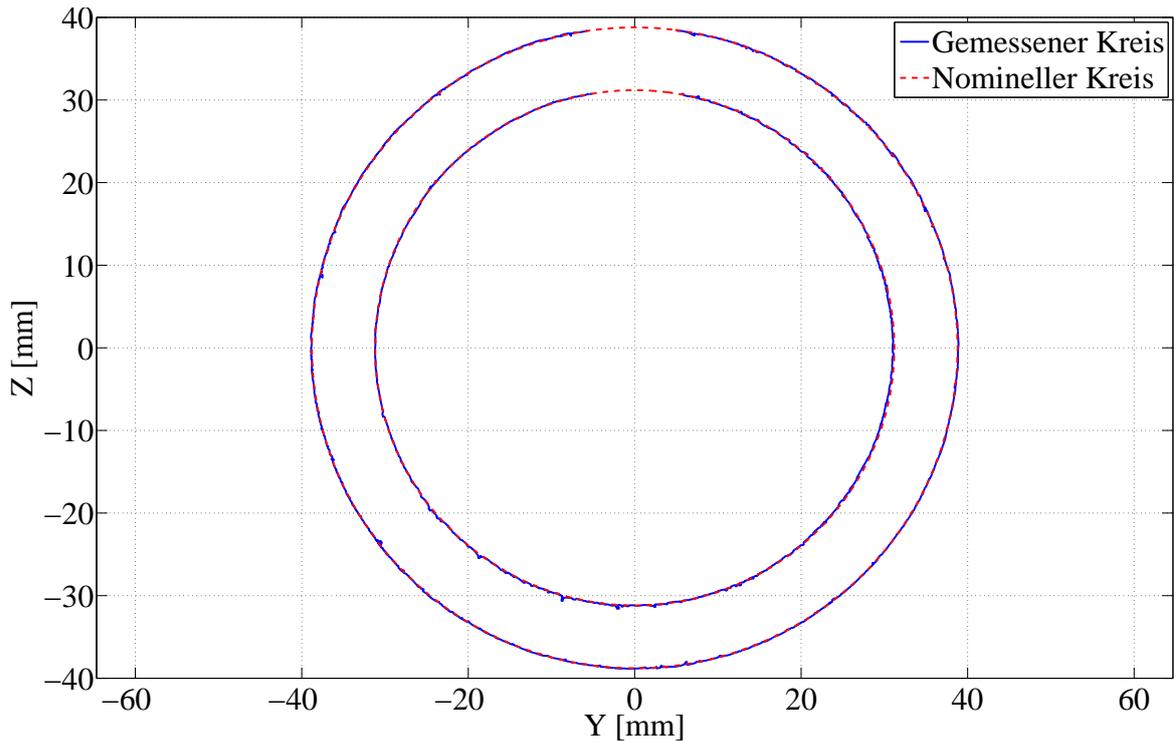


Abbildung 5.10: Nomineller und gemessener Kreis beim Fräsen mit positionsgeregeltem Roboter: gemessen mit Videocheck HA400

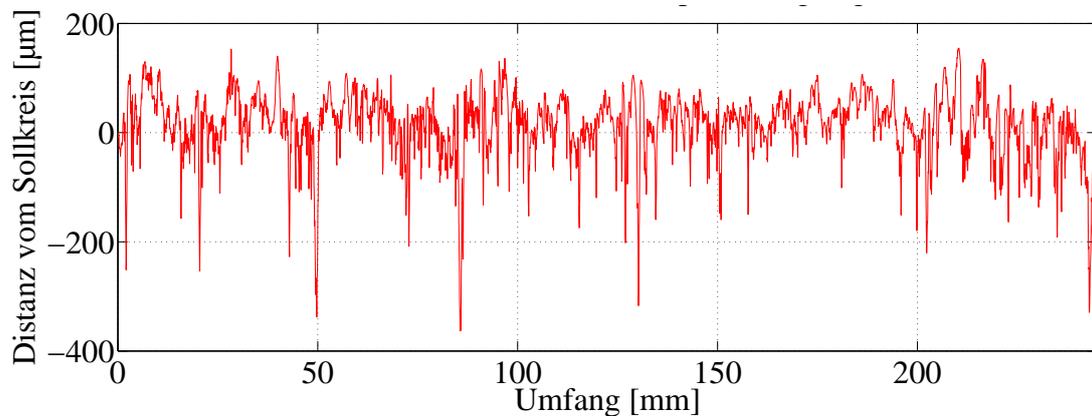


Abbildung 5.11: Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis beim Fräsen mit positionsgeregeltem Roboter

dung 5.10 unterscheidet sich wesentlich von dem Ergebnis mit Verformungskompensation. Mit dem bloßen Auge lassen sich keine Abweichungen zwischen dem gemessenen Kreis und dem idealen Kreis ausmachen. Die bei der Verformungskompensation immer noch präsente Abweichung durch Nichtlinearitäten der Getriebe wurde also ausgeregelt. Schon in dieser Darstellung der Kreiskontur lassen sich leichte Abweichungen erkennen, die durch das optische Messprinzip entstehen (vergleiche Kapitel 5.1). Im oberen Bereich der Messung werden Messpunkte ausgelassen, da dort die Störungen so stark sind, dass sie das Messergebnis unbrauchbar machen. Auch die Darstellung der Abweichungen zwischen gemessenem und

idealem Kreis in Abbildung 5.11 zeigt nur geringe Abweichungen. Im Mittel bewegt sich der Fehler um die Nullfehlerlinie. Während einige der Vermessung geschuldete Ausreißer Abweichungen bis zu $350\ \mu\text{m}$ aufweisen, bewegt sich die reale Kontur realistisch in einem Bereich von $\pm 100\ \mu\text{m}$.

5.5 Externe Kompensation

Die größte Genauigkeit sollte mit externer Messung und externer Aktuierung realisierbar sein (Schneider, Olofsson et al. 2014) (siehe Kapitel 4.3). Abbildungen 5.12 und 5.13 zeigen die Sensordaten der Kreisbearbeitung. Abbildung 5.12 stellt dabei das Folgeverhalten der Regelung der externen Aktorik dar. Für alle drei kartesischen Achsen ist jeweils das Sollsignal und das Messsignal abgebildet. Die Koordinatenachsen der Aktorik richten sich dabei nach der Definition in Abbildung 2.11. Zur Analyse wurden 10 repräsentative Sekunden des Experiments ausgewählt, um den Charakter des Prozesses darzustellen. Der Positionierfehler der Spindel definiert sich für jede Achse als Differenz des Sollsignals r_r (siehe Abbildung 2.16) und der durch die kapazitiven Sensoren gemessenen Position der Spindel. Der kartesische Positionierfehler des relativen Abstands der Koordinatensysteme von Werkstück und Werkzeug in Abbildung 5.13 wird durch eine optische Messung des K600 bestimmt. Dabei wird lediglich die Positionierung, nicht die Orientierung der Koordinatensysteme betrachtet. Da jedoch das Koordinatensystem des Werkzeugs in der Fräuserspitze

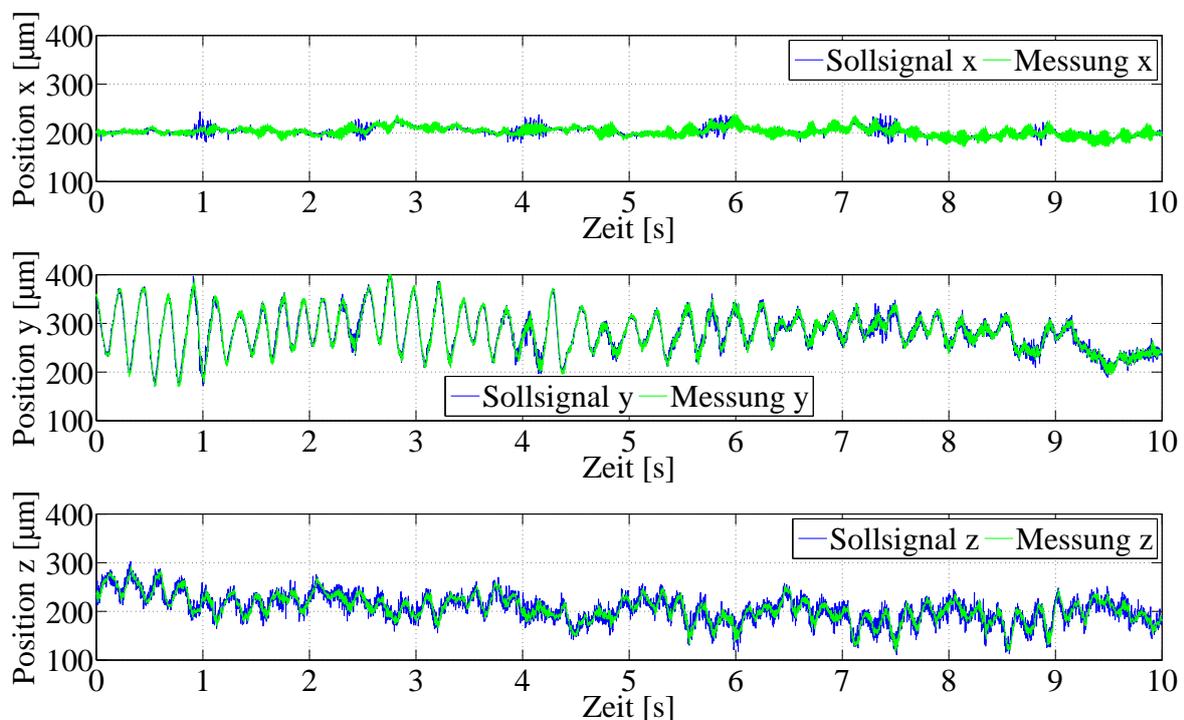


Abbildung 5.12: Folgeverhalten der externen Aktorik beim Fräsen des Kreises (repräsentativer Ausschnitt)

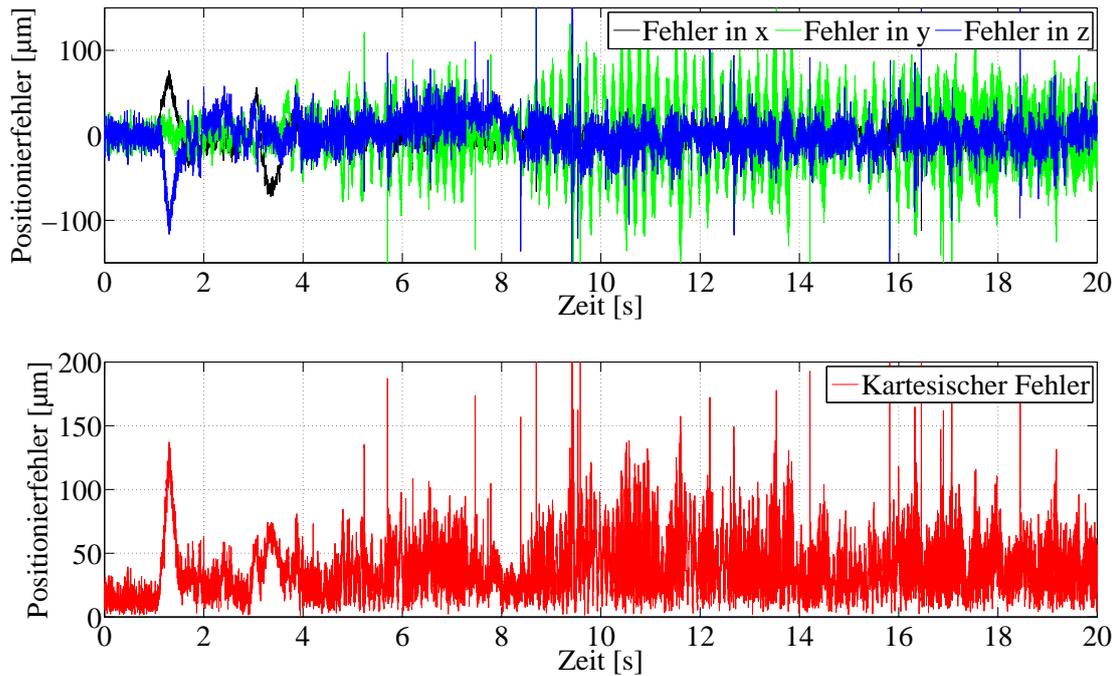


Abbildung 5.13: Abweichung von der Sollposition beim Fräsen gemessen durch das K600 Messsystem

und das Koordinatensystem des Werkstücks im Bereich des Kreises, maximal 120 mm vom Kontaktpunkt von Werkzeug und Werkstück entfernt liegt, wird die kartesische Abweichung der Ursprünge der Koordinatensysteme als übertragbar auf das Fräsergebnis betrachtet.

Insbesondere werden in dieser Abbildung die ersten 20 Sekunden des Prozesses betrachtet. Nach circa 1,2 Sekunden sieht man deutlich den Eintritt der Schneiden in das Werkstück und damit verbunden eine plötzliche Änderung der Prozesskraft und eine Abdrängung des Roboters von seiner Sollbahn. Die x -Achse entspricht in dieser Anordnung der Achse entlang dem Werkzeug. Beim Fräsen in dieser Konfiguration bedeutet dies, dass in dieser Achse die kleinsten Kräfte zu erwarten sind. Dementsprechend fällt die Anregung des Roboters in dieser Achsrichtung am kleinsten aus, was sich direkt in den Abbildungen durch geringe Schwingungsamplituden niederschlägt.

Die Genauigkeit der Kreisgeometrie wird im Wesentlichen von der präzisen Positionierung in der yz -Ebene beeinflusst. In dieser Ebene wirken auch die vorherrschenden Prozesskräfte (Emuge Franken 2004) und findet die größte Abdrängung des Roboters statt. Darüber hinaus findet in dieser Ebene auch eine dynamische Anregung des Roboters statt, wie in der y - und der z -Achse in Abbildung 5.12 deutlich zu sehen ist. Im Verlauf der Kreisbahn ändert sich die Wirkrichtung der Prozesskraft und damit auch die Anregung des Roboters. Da sich die Dynamik des Roboters mit seiner Gelenkstellung ändert, hängt das Schwingungsverhalten von der Roboterkonfiguration und der Prozessdynamik ab. Bereits in dem in Abbildung 5.12 dargestellten Zeitabschnitt lässt sich in den Referenzsignalen der Roboterbewegung eine Änderung der Dynamik erkennen. In der y -Achse lassen sich loka-

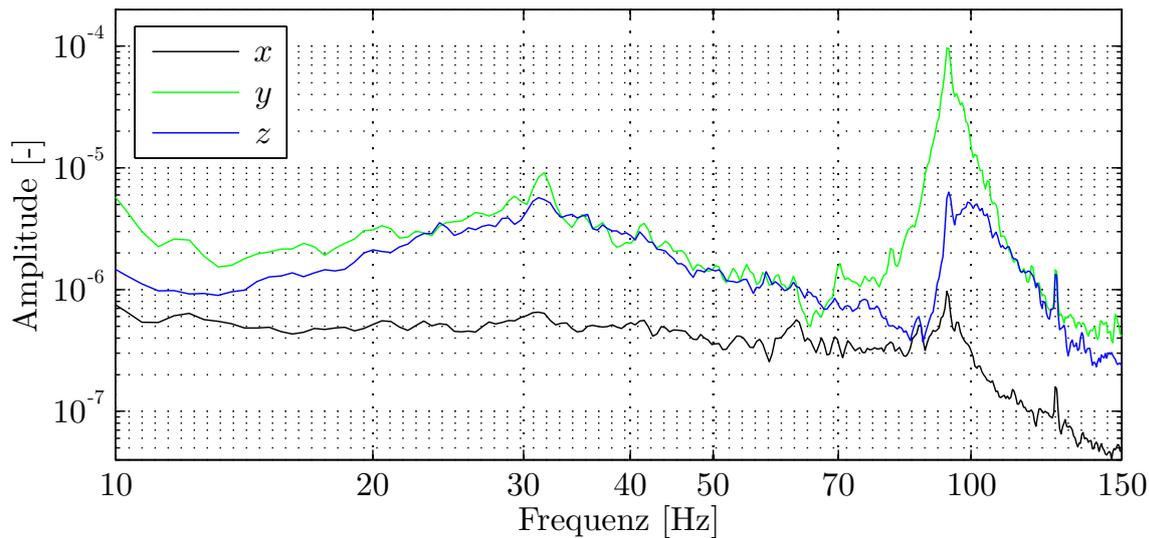


Abbildung 5.14: Frequenzanalyse des kartesischen Fehlers zwischen Werkstück und Werkzeug gemessen durch das K600 Messsystem

le Amplitudenänderungen und eine globale Verkleinerung der Schwingungsamplitude zum Ende hin feststellen.

Wichtig ist an dieser Stelle festzustellen, dass die externe Aktorik den Schwingungen aufgrund ihrer höheren Dynamik problemlos zu folgen vermag und so den Fehler drastisch reduziert. Allein in der x -Achse sind Schwingungen mit einer Amplitude von 10-30 μm erkennbar, die nicht auf das Referenzsignal zurückzuführen sind. Diese Schwingungen sind auf dem Werkstück als feine Kratzer in der Oberfläche sichtbar. Sie resultieren aus der kontinuierlichen Anregung der Dynamik der externen Aktorik durch die Werkzeugschneiden. Die Konstruktion aus Festkörpergelenken vermeidet zusätzliche Lagerungen und damit potentielle Reibung im System. In Kombination mit den reibungsarmen Piezoaktoren resultiert daraus eine geringe Systemdämpfung, was das System anfällig für Schwingungen macht. Die sich wiederholenden Anregungen des Prozesses durch den Schneideneintritt in das Werkstück regt das System in seinen Eigenfrequenzen an, die zwischen 50 und 100 Hz liegen (siehe Kapitel 4.3.2). Die modellbasierte Regelung jedoch schafft es, die wesentlichen Resonanzen des Systems zu dämpfen und damit die Schwingungsanfälligkeit des Systems zu verringern.

Abbildung 5.14 zeigt die Frequenzanalyse des kartesischen Fehlers basierend auf der Messung der Koordinatensysteme durch das K600. Ein starker Ausschlag ist insbesondere bei 95 Hz zu beobachten, der in der y -Achse besonders dominant sichtbar wird. Die Regelung vermag zwar das System zu einem gewissen Grad zu dämpfen, die mechanischen Eigenschaften des Systems können jedoch nicht grundlegend verändert werden und eine gewisse Schwingungssensitivität bleibt erhalten.

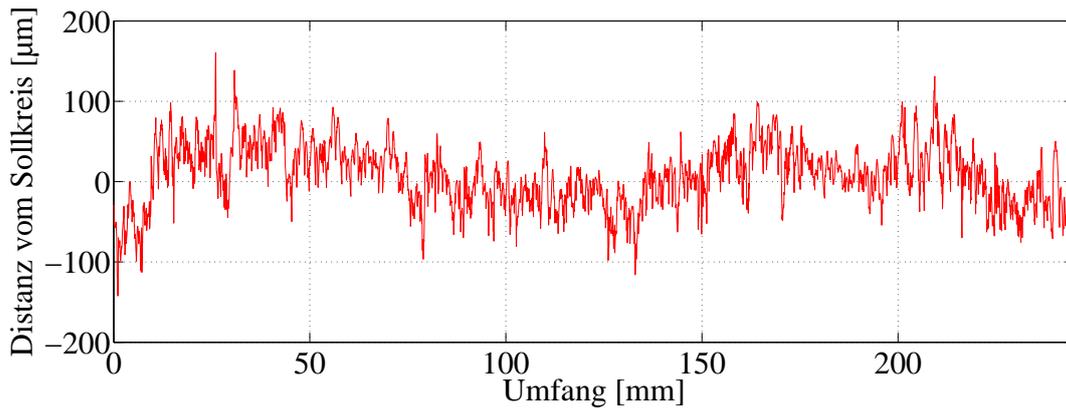


Abbildung 5.15: Abweichung der Messpunkte vom Sollkreis beim Fräsen mit externer Aktorik

Beachtenswert ist außerdem die Schwingung von circa 30 Hz in Abbildung 5.14. Da diese Schwingung unterhalb der Eigenfrequenzen der externen Aktorik liegt, muss sie von einem anderen System ausgehen. Da die Schwingung in allen drei kartesischen Achsen auftritt und in den Bereich typischer Eigenfrequenzen von IR fällt (vergleiche (Schneider, Drust et al. 2014)), kann die Schwingung auf eine Eigenmode des Roboters zurückgeführt werden, die durch die Impulse des Zerspanungsprozesses angeregt wird.

Die Vermessung der Kreisgeometrie auf der Koordinatenmessmaschine bestätigt was die Messung des K600 bereits andeutet. Abbildung 5.15 zeigt, dass die Abweichung des Roboters auf makroskopischer Ebene durch die externe Aktorik kompensiert wird. Die verbleibenden mikroskopischen Fehler haben zwei Ursachen: Zum einen sind sie auf Schwingungen der externen Aktorik zurückzuführen. Zum anderen spielt hier das optische Messprinzip eine Rolle, das nur schwerlich die reale Kreiskontur von Strukturen der Oberfläche trennen kann. Auch mit diesen Messfehlern kann der Fehler der Kreisgeometrie auf $\pm 100 \mu\text{m}$ spezifiziert werden. Nach Mittelung der spitzen Ausreißer kann der Messfehler sogar auf $\pm 50 \mu\text{m}$ reduziert werden. Diese Genauigkeit muss auch unter dem Gesichtspunkt der Genauigkeit des externen Messsystems gesehen werden. Angesichts der garantierten spezifizierten Volumengenauigkeit von $90 \mu\text{m}$ stellt die erzielte Genauigkeit der Kreisgeometrie auf dem Werkstück ein gutes Ergebnis dar.

5.6 Analyse der Validierung

Die optischen Messungen mit der KMM erfassen lediglich die Kreiskontur in der yz -Ebene. Die Leistungsfähigkeit des Systems in x -Richtung der Roboterbasis schlägt sich in dem Oberflächenprofil des Werkstücks nieder. Da die Oberfläche, geprägt durch die einzelnen Zähne des Fräasers, ein feines Profil aufweist, kann sie nicht ausreichend präzise von der KMM erfasst werden. Weder die verfügbaren optischen Messprinzipien noch die taktilen

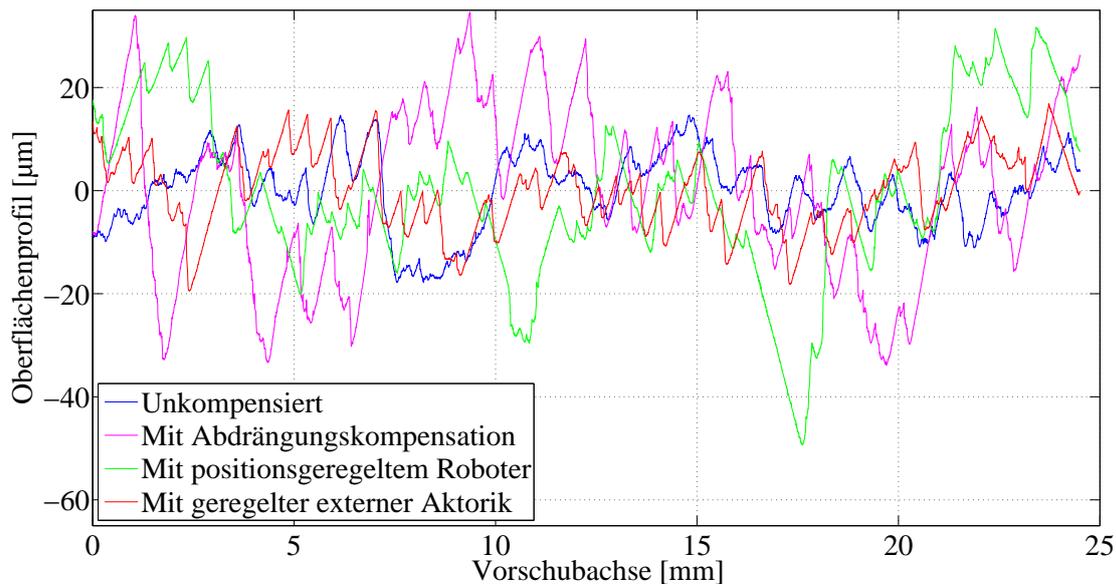


Abbildung 5.16: Oberflächenprofile der gefrästen Kreise gemessen mit Mahr M400/SD26

Taster eine genaue Auswertung erlauben. Die Durchmesser durch Taster sind zu groß, um die schmalen Rillen zu erfassen, der Effekt wäre eine starke Filterung. Das M400/SD26 von Mahr (Mahr GmbH 2011) besitzt einen hochgenauen linearen Vorschubantrieb, der ein Messprofil von maximal 25 mm erfassen kann. Der BFW 250 Tastkopf weist an seiner Spitze lediglich einen Durchmesser von 2 μm auf und ist damit bestens geeignet, auch feine Konturen des Profils zu erkennen. Zum Vergleich der Oberflächengüte werden zufällige Ausschnitte der Kreisflächen vermessen (siehe Abbildung 5.16).

Zunächst kann festgestellt werden, dass die Abweichungen der Oberfläche wesentlich geringer ausfallen als die Abweichungen in der Kreisgeometrie in y - und z -Richtung. Dies ist auf die spezifische Dynamik des Prozesses zurückzuführen. Da sich das Werkzeug radial zur Werkzeugachse bewegt, treten damit auch die Prozesskräfte und die dominierende Systemanregung orthogonal zur Werkzeugachse auf (Emuge Franken 2004). Die Verformung des Roboters spielt also für die Oberfläche nur eine untergeordnete Rolle. Interessant ist der Vergleich der verschiedenen Konfigurationen. Die Abweichungen des unkompensierten Roboters fallen kleiner aus als die Abweichungen der Roboter, die durch Verformungskompensation oder externe Messung korrigiert werden. Dies lässt sich durch die beschränkte Bandbreite des IR erklären. Hochfrequente Korrekturen werden aufgrund von Steifigkeiten und Massen erst mit einer Verzögerung an den Endeffektor übertragen und beeinflussen die Positionierung des Werkzeugs damit im falschen Moment. Statt einer Verbesserung der Genauigkeit tritt damit eine Verschlechterung der Genauigkeit ein. Da hochfrequente Störungen jedoch nur mit kleinen Amplituden auftreten, spielen sich diese Abweichungen in einer anderen Dimension ab als die Verbesserungen der Genauigkeit in der yz -Ebene der Kreigeometrie. Der Effekt der zeitverzögerten Kompensation des Roboters wird allerdings

in der Konfiguration mit externer Kompensation aufgefangen. Die hochdynamische Positionierung der Spindel ermöglicht, die schnellen Mikroabweichungen des Roboters zu spiegeln und damit den Fehler unter $\pm 20 \mu\text{m}$ zu halten. Im Folgenden wird die Validierung der Methoden zur Genauigkeitssteigerung zusammengefasst. Zum Vergleich der Abweichungen der Kreisgeometrie wird der gemittelte absolute Fehler (MAE) berechnet durch

$$\text{MAE} = \sum_{k=1}^N \frac{|x_k^n - x_k^m|}{N}, \quad (5.1)$$

mit dem Index des Messpunktes k , der nominellen Position x_k^n , der gemessenen Position x_k^m und der Anzahl an Messpunkten N . Der MAE ist ein Maß für die erzielte Genauigkeit der Geometrie auf dem Werkstück. Als weiteres Vergleichsmerkmal wird die Rundheit nach DIN ISO 1101 (ISO 1985) bestimmt. Dabei ist jedoch zu beachten, dass einzelne Ausreißer bedingt durch das Messprinzip diese Werte ganz wesentlich beeinflussen. In Tabelle 5.1 werden alle Kennwerte zusammengefasst. Zusätzlich wird dort die Standardabweichung der Abweichungen der Oberfläche in x -Richtung aufgeführt.

Die meiste Aussagekraft hat der MAE, da er aufgrund der Mittelung die größte Robustheit gegenüber Messunsicherheiten aufweist. Der MAE zeigt eine klare Tendenz, wie sich die Genauigkeit durch die Kompensation der Verformung des Roboters verbessern lässt, wie sich die Qualität weiter durch externe Messung erhöhen lässt und wie die höchste Genauigkeit allein durch externe Aktuierung erreicht werden kann.

Tabelle 5.1: Zusammenfassung der erreichten Genauigkeiten beim Roboterfräsen und Vergleich mit einer Werkzeugmaschine: Geometrie des Kreises und Oberfläche

Strategie	Rundheit	Maximale Abweichung	Gemittelte absolute Abweichung (MAE)	Standardabweichung Oberfläche
Unkompensierter Roboter	1131 μm	754 μm	255 μm	7,3 μm
Abdrängungskompensierter Roboter	1208 μm	760 μm	197 μm	16,2 μm
Positionsgeregelter Roboter	413 μm	363 μm	47 μm	16,1 μm
Roboter mit geregelter externer Aktorik	326 μm	160 μm	32 μm	7,4 μm
Werkzeugmaschine Maho 600 E: Kreisformtest ohne Prozess mit Kreisdurchmesser 300 mm (Weck 2007)	21,9 μm	11,9 μm	-	-

6 Analyse der Anwendung von genauigkeitssteigernden Maßnahmen für zerspanende Prozesse

Die verschiedenen zerspanenden Prozesse weisen unterschiedliche Anforderungen an die Realisierung mit IR auf. Nicht alle der vorgestellten Maßnahmen eignen sich für alle Prozesse und nicht alle Maßnahmen lassen sich beliebig miteinander kombinieren. Die folgenden Kriterien werden bei der Qualifizierung von Kompensationsmaßnahmen für die betrachteten Prozesse berücksichtigt:

- *Dynamik des Prozesses*: Handelt es sich um einen Prozess mit hohen Geschwindigkeiten und potentiellen Schwingungen?
- *Mechanische Kopplung*: Sind Werkstück und Werkzeug mechanisch gekoppelt und üben relevante Kräfte aufeinander aus?
- *Kraft- oder Positionssteuerung*: Ist der Fokus des Prozesses auf einer definierten Kraft oder einer definierten Position?
- *Genauigkeitsanforderungen*: Was sind gängige Genauigkeitsanforderungen im Industrielltag?
- *Störeinflüsse*: Treten plötzliche Änderungen der Prozessbedingungen auf, die den Prozess stören oder sogar instabil machen könnten?
- *Wertschöpfung*: An welchen Bauteilen kommen die Prozesse typischerweise zum Einsatz und welcher monetäre Spielraum leitet sich davon ab?

6.1 Schleifen

Beim Schleifen führt der IR eine raue Oberfläche über das Werkstück und kann so die Geometrie und/oder die Oberfläche des Werkstücks verändern. Man spricht dabei von Zerspannung mit undefinierter Schneide, da kein Schneiden im eigentlichen Sinn, sondern ein abrasives Reiben stattfindet. Ähnlich dem Schleifen ist auch das Bürsten, bei dem durch rotatorische Bewegung von Fasern oder dünnen Blättern zerspannt wird.

Beim Schleifen handelt es sich um einen gleichförmigen Prozess. *Dynamik* mit großer Amplitude tritt eigentlich nur bei plötzlichen Richtungsänderungen, bedingt durch die Werkstückkontur, auf. Eine *mechanische Kopplung* ist jedoch während einem Großteil des Prozesses gegeben wodurch sich je nach Material und Materialabtrag auch relevante Prozesskräfte ergeben. Zum Großteil wird das Schleifen eingesetzt, um die Oberflächengüte zu erhöhen. Mitunter wird aber auch die Geometrie eines Werkstücks gezielt auf ein bestimmtes Maß geschliffen. Man spricht beim Schleifen von einem *kraftgesteuerten* Prozess. Wenn das Schleifen jedoch zur Realisierung einer gezielten Geometrie eingesetzt wird, werden zugleich höchste *Genauigkeitsanforderungen* verlangt, da der Materialabtrag beim Schleifen zumeist gering ist. Beim kraftgesteuerten Schleifprozess treten nur durch unerwartete Geometrieänderungen, wie beispielsweise Grate, plötzliche Änderungen und damit *Störungen* für den Prozess auf (Huang, Gong et al. 2002). Beim positionsgesteuerten Schleifprozess können sich die Prozesskräfte durch die positionstreue Bahn plötzlich und auch mit großer Amplitude ändern und damit große Störungen ins System einbringen (Domroes, Krewet et al. 2013). Wenn Werkstücke geschliffen werden, erfordern sie entweder eine hohe Oberflächengüte oder aber sie erfordern eine hohe Genauigkeit. Beides führt zwangsläufig zu einer hohen *Wertschöpfung* des Bauteils.

Bei kraftgesteuerten Schleifprozessen bringen die in dieser Arbeit vorgestellten Methoden keinen Mehrwert, da sie auf die Positionstreue abzielen und keine gezielte Kraft einstellen. Für Schleifprozesse mit hohen Genauigkeiten jedoch sind alle vorgestellten Methoden hilfreich und können zur Genauigkeitssteigerung beitragen. Insbesondere ist jedoch die Positionskorrektur durch externe Messung und durch externe Aktuierung geeignet, da sie auf höchste Genauigkeit abzielt, wie sie bei Schleifprozessen häufig gefordert ist.

6.2 Bohren

Insbesondere in der Flugzeugindustrie werden Bohrlöcher häufig an großen Bauteilen in großer Anzahl gesetzt. Automatische, auf den Anwendungsfall zugeschnittene Maschinen sind groß und teuer (Rathjen und Richardson 2013). Der IR jedoch kann durch seinen großen Arbeitsraum und seine gute Orientierungsfähigkeit seine Stärken einbringen und kostengünstig bearbeiten.

Beim Bohren unterscheidet man mehrere Phasen. Zum einen wird die Bohrspindel über dem Bohrloch positioniert. Dies kann mit hoher *Dynamik*, jedoch ohne Kontaktkräfte erfolgen. Beim Bohren des Loches erfolgt der Vorschub in der Regel über einen separaten Antrieb auf dem Endeffektor des IR und die Antriebe des IR stehen dabei still (DeVlieg, Sitton et al. 2002). Um das Gesamtsystem zu versteifen, wird der IR häufig durch eine Druckstempelbuchse mit dem Bauteil verspannt (Olsson, Haage et al. 2010), sodass die je nach Durchmesser und Material entstehenden beträchtlichen Kräfte durch die *mechanische Kopplung* von Bohrer und Werkstück auch über das Werkstück abgeleitet werden können. Das Bohren ist ein *positionsgesteuerter* Prozess, die maßgeblichen Kräfte in Richtung der Werkzeugachse werden durch Roboter und Werkstück aufgenommen. Bei zertifizierten Bauteilen, wie etwa bei Flugzeugen, sind die Genauigkeitsanforderungen hoch, da bei Fehlfunktion eine große Anzahl Personen schwerwiegend zu Schaden kommen könnte. Die Genauigkeit bezieht sich dabei sowohl auf die Position der Bohrachse als auch die Senktiefe. Da häufig in einem nachgelagerten Prozess Niete in die Löcher eingebracht werden, müssen auch die Senkungen engen Toleranzen genügen, damit die Nietköpfe nicht überstehen oder die Festigkeit des Materials durch zu tiefes Senken beeinträchtigt wird. Die *Störeinflüsse* sind beim Bohren als gering einzuschätzen. Das Material und dessen Geometrie ist in der Regel präzise bekannt. Allein bei Paketen aus verschiedenen Materialien kann es beim Übergang zwischen verschiedenen Materialien durch neue Prozessparameter zu Impulsen und damit zu ungewollten Anregungen des Systems kommen. Die *Wertschöpfung* beim Bohren hängt stark von den bearbeiteten Bauteilen und deren Genauigkeitsanforderungen ab. Handelt es sich dabei wie beim Flugzeugbau um Bauteile mit hohen Genauigkeiten aus Kompositmaterialien muss der Bohrprozess zuverlässig und von hoher Genauigkeit sein. Ansonsten muss das Bauteil in Losgröße eins nachproduziert werden und der Zusammenbau des Flugzeugs verzögert sich.

Die vorgestellten Methoden sind gut geeignet, um die Genauigkeit der gebohrten Löcher zu erhöhen. Die Kompensation der Verformung des Roboters spielt eine Rolle, da die Endeffektoren zum Bohren mit IR relativ groß und schwer ausfallen und damit die Positioniergenauigkeit von IR beeinträchtigen. Externe Messung beim Bohren wird heute bereits eingesetzt. Häufig wird dabei nicht kontinuierlich, sondern iterativ korrigiert, was sich nachteilig auf die Prozesszeit auswirkt. Abwechselnd wird dabei die Position des Werkzeugs gemessen und die Position in einem Takt von $> 0,5$ s angepasst. Allein die externe Aktuierung kommt beim Bohren nicht zum Einsatz. Es muss gewährleistet sein, dass sich das System beim Bohren nicht bewegt, da bereits bei einer geringen Bewegung orthogonal zur Werkzeugachse das Bohrwerkzeug abbricht und das Werkstück beschädigt. Der Einsatz der teuren Messausrüstung wird durch die hohen Anforderungen an die Prozesssicherheit und die große Wertschöpfung begründet.

6.3 Entgraten

Das Entgraten kommt häufig bei Gusswerkstücken zum Einsatz. Scharfe Grate in den Kanten sind zum einen geometrisch störend und erhöhen die Verletzungsgefahr von Mitarbeitern. Darüber hinaus verschlechtern sie die mechanischen Eigenschaften des Bauteils. Aus diesem Grund kommt das Entgraten auch nach Fräsprozessen zum Einsatz, um Kanten zu verrunden und damit Spannungen zu reduzieren und die Dauerfestigkeit zu erhöhen (siehe Abbildung 2.1). Zum Entgraten werden häufig auch Schleif- und Bürstwerkzeuge eingesetzt. In diesem Abschnitt soll der Fokus auf dem Entgraten mit bestimmter Schneide, mit Fräswerkzeugen, liegen.

Da der Materialabtrag beim Entgraten in der Regel nicht besonders groß ist, kann die Bahn mit großer *Dynamik* abgefahren werden. Durch den Abtrag der Grate tritt eine *mechanische Kopplung* auf, die je nach Abmessungen und Material des Grades auch beträchtliche Prozesskräfte erzeugen kann. Eigentlich ist das Entgraten ein *positionsgesteuerter* Prozess, da die Bahn sich entlang dem Werkstück windet und dabei alles überstehende Material abträgt. Aufgrund der großen Varianz des überstehenden Materials und der unterschiedlichen Prozessbedingungen (Jonsson, Stolt et al. 2013) wird das Entgraten häufig durch eine passive Feder zwischen Roboterflansch und Spindel als *kraftgesteuerter* Prozess durchgeführt (Liao, Xi et al. 2010). Wenn der Fokus des Entgratens auf der Beseitigung der Störgeometrie liegt, gelten zumeist nur gemäßigte *Genauigkeitsanforderungen*. Steht jedoch die Optimierung der mechanischen Eigenschaften des Werkstücks im Vordergrund, wird eine präzise Geometrie anvisiert und die *Genauigkeitsanforderungen* sind hoch. Die Abmessungen und Lage der Grate sind in der Regel nicht bekannt, da eine Vermessung der Grate zu aufwändig ist. Daher variiert der Prozess stark und die plötzlichen Prozessänderungen *stören* das System und regen es zu Schwingungen an. Das Entgraten baut immer auf vorhergehenden Prozessschritten auf (Gießen, Fräsen etc.), daher wird eine starke Robustheit des Prozesses erwartet, um das bereits veredelte Werkstück nicht zu beschädigen. Das Entgraten wird häufig als notwendiges Übel betrachtet, was jedoch nicht umgangen werden kann. Stark verbreitet ist auch das manuelle Entgraten. Die *Wertschöpfung* hängt stark von der spezifischen Applikation ab. Reinem Gussputzen steht die hochgenaue Optimierung mechanischer Eigenschaften gegenüber.

Beim positionsgesteuerten Entgraten kommt es weniger auf die globale Genauigkeit der Bahn, sondern vielmehr auf die relative Genauigkeit der Bahn zum Werkstück an. Eine Kompensation der Verformung des Roboters ist nur begrenzt sinnvoll, da die stark schwankende Dynamik des Prozesses und damit des Kraftsignals keine gleichmäßige und zielgerichtete Kompensation zulassen. Kompensation durch globale externe Messung kann sicherlich die Genauigkeit des Roboters und damit die Qualität verbessern. Noch wirkungsvoller wäre jedoch statt einer globalen Messung eine relative Messung zwischen Werkzeug

und Werkstück. Da der Roboter selbst nur schwerlich auf die plötzlichen Änderungen von Prozessbedingungen reagieren kann, ist eine externe Aktuierung eine geeignete Maßnahme, um die Positionstreuung der Bahn durch schnelle Korrekturbewegungen zu gewährleisten.

6.4 Fräsen

Das Fräsen ist der generischste der zerspanenden Prozesse. Theoretisch lässt sich auch das Entgraten als ein Fräsprozess betrachten. Im Gegensatz zu den drei bisher aufgeführten Prozessen ist der Fräsprozess häufig der erste Prozessschritt in einer Produktionskette. Ausgehend von einem quaderförmigen Werkstück wird eine nahezu beliebige Geometrie erzeugt. Die wesentliche Limitierung sind dabei Hinterschnitte. Gefräst wird mit generischen Kugel- oder Schaftfräsern, die eine gewünschte Geometrie erst durch die spezifische Bahn entstehen lassen. Aber auch Formfräser kommen zur Anwendung, die die Wunschgeometrie gespiegelt abbilden.

Der Fräsprozess wird mit unterschiedlicher *Dynamik* betrieben (Klocke und König 2008). Abhängig von den Prozessparametern, insbesondere dem Werkzeug und der Materialart, werden hohe oder auch geringe Vorschubwerte eingestellt. Beim sogenannten High-Speed-Cutting (HSC) wird mit geringer Zustellung, aber mit großen Geschwindigkeiten Material abgetragen. Beim Fräsen mit High-Speed-Steel (HSS) Fräsern können nur geringe Drehzahlen und damit verbunden nur geringer Vorschub verwendet werden. Typischerweise ist beim Fräsen das Werkzeug lange im Eingriff, je nach Frässtrategie variiert die Eingriffszeit zwischen 50% und 95%. Durch die *mechanische Kopplung* entstehen Prozesskräfte, deren Betrag als auch Richtung sich entsprechend mit dem Eingriff und den Prozessparametern ändert. Fräsprozesse sind rein *positionsgesteuerte* Prozesse, bei denen es allein auf die finale geometrisch präzise Form des Werkstücks ankommt. *Genauigkeitsanforderungen* sind in der Regel hoch, richten sich aber nach den spezifischen Anforderungen des Werkstücks. Da die Geometrie des Rohwerkstücks gut bekannt ist und das Material in der Regel keine Inhomogenitäten aufweist, treten *Störungen* oder plötzliche Änderungen der Prozessbedingungen bei sinnvollem Prozessdesign in der Regel nicht auf. Die *Wertschöpfung* beim Fräsen ist als hoch anzusehen, da durch die Formgebung das Werkstück erst seine Funktionalität erhält.

Ausgehend von einer Fräsbearbeitung eines Rohwerkstücks sind alle Methoden, die zur globalen Genauigkeitssteigerung beitragen, effektiv. Die Prozesskräfte unterliegen nur einer langsamen Änderung und die Kompensation der Verformung trägt maßgeblich zur Steigerung der Genauigkeit auf dem Werkstück bei. Wie in Kapitel 5 dargestellt, stellt sich die Kompensation durch externe Messung und externe Aktuierung als noch wirkungsvoller dar. Durch externe Messung werden alle Effekte der Positionierung erfasst und durch externe Aktuierung können zusätzlich die Schwingungen des Roboters ausgeglichen werden. Die

relativ hohen Kosten von Sensorik und Aktorik lassen sich nur bei wertvollen Teilen mit speziellen Anforderungen als wirtschaftlich sinnvoll darstellen.

6.5 Zusammenfassung und Qualifizierung der Methoden

In Tabelle 6.1 wird die Eignung der Methoden für die betrachteten spanenden Prozesse nochmals zusammengefasst. Abschließend kann man feststellen, dass sich die externe Messung für alle positionsgesteuerten Prozesse zur Genauigkeitssteigerung eignet. Hingegen erfordern die Kompensation der Verformung und die externe Aktuierung gewisse Rahmenbedingungen, um effektiv zur Genauigkeitssteigerung beitragen zu können. Die Kompensation der Verformung ist besonders dann effektiv, wenn die Lasten am Endeffektor sich kontinuierlich und langsam verändern. Dann ist die Robotermechanik in der Lage, die Abdrängung nachzustellen. Im Gegensatz dazu spielt die externe Aktuierung genau dann ihre Stärken aus, wenn der Roboter aufgrund zu hoher Dynamik nicht mehr in der Lage ist, die Fehler zu reduzieren. Dies ist beispielsweise beim Bohren nicht der Fall, da die Positionierung des Werkzeugs über dem Werkstück relativ langsam erfolgt und beim Bohrprozess Relativbewegungen von Werkzeug und Werkstück durch Verspannen von Roboter und Werkstück ausgeschlossen werden. Beim Fräsen jedoch zeigt die externe Aktuierung ihren Wert und ihre Verbesserung.

Tabelle 6.1: Eignung der vorgestellten Methoden der Genauigkeitssteigerung für Zerspanungsprozesse: Wirkungsvolle Verbesserung x, eingeschränkt wirkungsvolle Verbesserung (x) und wirkungslos o

Strategie	Schleifen	Bohren	Entgraten	Fräsen
Abdrängungs-kompensierter Roboter	(x)	x	(x)	x
Positionsgeregelter Roboter	(x)	x	x	x
Roboter mit geregelter externer Aktorik	(x)	o	x	x

7 Zusammenfassung und Ausblick

Als Antwort auf die veränderten Anforderungen von Produktionssystemen bieten Industrieroboter (IR) gute Flexibilität und einfache Automatisierbarkeit. Um das Anwendungsspektrum von IR zu vergrößern und ein größeres Feld von Applikationen für die Robotik zugänglich zu machen, wurden in dieser Arbeit neue Ansätze entwickelt, um die Genauigkeit von IR zu verbessern. Die Methoden wurden modular entwickelt, sodass sie miteinander kombiniert werden können. Aufbauend auf einer systematischen Analyse der Einflüsse bei der Zerspanung mit IR wurden die entscheidenden Fehlerquellen adressiert. Bestehende Verfahren wurden verbessert und neue Verfahren entwickelt. An einem repräsentativen Szenario wurden sie alle am Beispiel des Fräsprozesses evaluiert und die Leistungsfähigkeit im Detail analysiert. Dabei zeigt sich eine klare Abstufung: Durch eine neue Art der Modellierung, Identifikation der Steifigkeit und Kompensation der Verformung konnten durchschnittliche Abweichungen um 22,7% reduziert werden. Die externe Messung des IR und die Kompensation durch den geschlossenen Regelkreis reduziert die Abweichungen um 81,5% . Durch zusätzliche externe dynamische Positionierung der Spindel lassen sich die Auswirkungen von Positionierfehlern um 87,4% reduzieren. Es wurde mit diesem Aufbau beim Zerspanen von Stahl eine Genauigkeit von nahezu $\pm 100 \mu\text{m}$ erreicht. Durch die systematische Analyse von anderen Zerspanungsprozessen wurde die Eignung der Methoden für weitere Prozesse untersucht.

Die vorgestellten Methoden verbessern die Genauigkeit des Industrieroboters global im gesamten Arbeitsraum. Dadurch werden sie insbesondere für die Produktion von kleinen Losgrößen interessant, an denen keine langwierigen Optimierungen und Einfahrzyklen vorgenommen werden können, sondern die Applikation mit geringem Aufwand in Betrieb genommen werden muss. Bei der Produktion von großen Serien wird auch weiterhin vielfach mit Detailoptimierungen statt mit generischen und kostenintensiveren Lösungen gearbeitet werden.

Die beschriebenen Methoden erlauben das Zerspanen mit IR in einer neuen Genauigkeitsklasse. Nichtsdestotrotz können damit noch nicht alle Genauigkeitsanforderungen aus der Industrie zufriedengestellt werden. Eine garantierte höhere Genauigkeit erlaubt zum einen bessere Qualität und womöglich eine längere Lebensdauer von Produkten. Sie vermeidet zum anderen aber auch Prozessschritte ohne Wertschöpfung wie zum Beispiel die Qualitätskontrolle oder gar die Nacharbeit. Im Folgenden werden weitere Entwicklungspotentiale

ausgewiesen, um die Genauigkeit von IR weiter zu erhöhen und um weitere Anwendungsfelder für IR zu erschließen.

Die Modellierung und insbesondere die Identifikation von Parametern der Verformung an Industrierobotern bieten nach wie vor offene Potentiale. Durch Reduktion von Messrauschen und Messunsicherheiten können die bereits in dieser Arbeit erkannten translatorischen Verformungen genauer beschrieben und zur Kompensation verwendet werden. Darüber hinaus bietet sich dadurch die Möglichkeit, das Getriebespiel von IR nicht nur als Polynom 3. Ordnung anzunähern, sondern als Hystereseffunktion zu beschreiben. Dadurch kann insbesondere die Positioniergenauigkeit im Bereich der geringen Gelenkmomente verbessert werden. Weiteres Potential bietet die Berücksichtigung der Armelemente von IR. Wenngleich die maßgeblichen Verformungen von IR aus den Gelenken resultieren, bietet die Identifikation von Armverformungen einen weiteren Ansatzpunkt, um die Präzision der Beschreibung zu verbessern.

Die Korrektur des IR durch externe Messung des Endeffektors wurde in dieser Arbeit durch einen manuell optimierten Regler implementiert. Die Modellierung der Dynamik des Roboters erlaubt eine gezieltere Korrektur, die insbesondere die Dämpfung des Roboters verbessern kann. Eine besondere Herausforderung stellt dabei die dynamische Beschreibung der Bewegung des Endeffektors als Resultat der Bewegung aller seriellen Glieder des Roboters dar. Weiteres Potential liegt in der Messung des Endeffektors. Die Integration eines anderen Messprinzips reduziert die Störungen durch zusätzliche Lichtquellen oder auch die Einschränkungen durch Sichtbarkeit der Merkmale am Roboter.

Die aktive Positionierung der Spindel wurde bereits in der zweiten Generation umgesetzt. Nach einem seriellen Aufbau wurde eine parallele Aktorik entworfen, um die bewegte Masse zu reduzieren und die Dynamik zu erhöhen. Die wirklichen Schwachpunkte der Aktorik liegen jedoch nicht in der mangelhaften Dynamik, sondern vielmehr in der geringen Dämpfung, die aus der Lagerung durch Festkörpergelenke resultiert. Dabei wird Reibung vermieden, was sich jedoch in schlechten Dämpfungseigenschaften des Gesamtsystems niederschlägt. Eine dritte Generation der Aktorik sollte das Lagerungs- und das Antriebskonzept verbessern und vermehrt den Fokus auf die Dämpfung des Systems legen. Durch den Einsatz in der Zerspanung ist die Aktorik dauerhaften Impulsen durch den Eingriff der Schneiden ins Material ausgesetzt, gute Dämpfungseigenschaften sind dabei für das Positioniersystem unerlässlich. Weiteres Potential birgt die Integration der Aktorik am Roboterflansch. Zentrale Herausforderungen sind dabei sicherlich die synchrone Ansteuerung von Roboter und Aktorik und die gekoppelte Dynamik. Bewegungen der Aktorik verursachen Reaktionskräfte am Roboter, die von der Regelung des Roboters robust aufgenommen werden müssen.

Die Validierung verschiedener Methoden zur Genauigkeitssteigerung wurden exemplarisch am Fräsprozess evaluiert. Die Eignung der Methoden für andere Prozesse wurde zwar in dieser Arbeit abgeschätzt, muss aber für die einzelnen Prozesse separat evaluiert wer-

den. Für die Validierung wurde ein KR125 Roboter mit einer Traglast von 125 kg verwendet (KUKA Roboter GmbH 2014a). Zum einen wirken sich Prozesseinflüsse entsprechend der Traglast und der Bauweise des Roboters unterschiedlich aus. Eine Evaluierung an Robotern mit anderen Traglasten kann die Qualifizierung der Maßnahmen weiter manifestieren. Zum anderen aber weisen die Getriebe des verwendeten Roboters qualitative Mängel auf. Durch nichtlineare Drehbewegungen werden weitere Fehlerquellen in die Positionierung eingebracht, die beispielsweise durch die Kompensation der Verformung nicht erfasst werden können. Eine Validierung an einer neueren Robotermechanik könnte ein noch schärferes Bild der Leistungsfähigkeit und der erreichbaren Genauigkeiten zeichnen.

Literaturverzeichnis

- IFo (2014) 2014. *World Robotics 2013, Statistical Yearbook*, International Federation of Robotics (IFR), ISBN 978-3-8163-0656-6
- ABB Robotics (2014) ABB Robotics, 2014. Integrated Force control - Kraft- und Momentensteuerung für roboter-gestützte Prozesse, URL [http://www05.abb.com/global/scot/scot302.nsf/veritydisplay/47e8386746d89f6ac1257ce8002b5ac7/\\$file/Datenblatt_IntegratedForceControl_lowres.pdf](http://www05.abb.com/global/scot/scot302.nsf/veritydisplay/47e8386746d89f6ac1257ce8002b5ac7/$file/Datenblatt_IntegratedForceControl_lowres.pdf), zugriff: 15.10.2014
- Abele und Weigold (2007a) Abele, Eberhard und Weigold, Matthias, März 2007. Industrieroboter als alternatives Maschinenkonzept für spanende Bearbeitungsaufgaben, URL <http://tubiblio.ulb.tu-darmstadt.de/32878/>
- Abele und Weigold (2007b) Abele, Eberhard und Weigold, Matthias, März 2007. Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern : Forschungsprojekt ADVOCUT - Entwicklungen und Industrietransfer ; Abschlußbericht BMBF-Verbundprojekt Ädaptive, vollserielle Werkzeugmaschine mit hochintegriertem, mechatronischen Fräsmodul zur HSC-Bearbeitung"(ADVOCUT), URL <http://tubiblio.ulb.tu-darmstadt.de/32877/>
- Abele, Weigold et al. (2007) Abele, Eberhard; Weigold, Matthias, und Rothenbücher, Stefan, 2007. Modeling and identification of an industrial robot for machining applications, *CIRP Annals-Manufacturing Technology* **Jg. 56(1)** S. 387–390

- Abele, Bauer et al. (2008a) Abele, Eberhard; Bauer, Jörg; Rothenbücher, Stefan; Stelzer, Maximilian, und von Stryk, Oskar, 2008. Prediction of the Tool Displacement by Coupled Models of the Compliant Industrial Robot and the Milling Process, In: *Proceedings of the International Conference on Process Machine Interactions*, Hannover, Germany, S. 223–230
- Abele, Bauer et al. (2008b) Abele, Eberhard; Bauer, Jörg; Stelzer, Maximilian, und von Stryk, Oskar, 2008. Wechselwirkung von Fräsprozess und Maschinenstruktur am Beispiel des Industrieroboters, *Werkstattstechnik online* **Jg. 98**(9) S. 733–737
- Abele, Rothenbücher et al. (2008) Abele, Eberhard; Rothenbücher, Stefan, und Weigold, Matthias, 2008. Cartesian compliance model for industrial robots using virtual joints, *Production Engineering* **Jg. 2**(3) S. 339–343
- Abele, Weigold et al. (2008a) Abele, Eberhard; Weigold, Matthias; Roth, Michael, und Bauer, Jörg, 2008. Dynamisches Verhalten von Industrierobotern für die spanende Bearbeitung, *VDI-Z Integrierte Produktion*, Springer VDI Verlag, Düsseldorf **Jg. 150**(6) S. 27–30
- Abele, Weigold et al. (2008b) Abele, Eberhard; Weigold, Matthias, und Rothenbücher, Stefan, 2008. Ist-Wert-basierte Offline-Programmierung von Industrierobotern, *Werkstattstechnik online* **Jg. 98**(1) S. 66–70
- Abele, Bauer et al. (2010) Abele, Eberhard; Bauer, Jörg; Pischian, Matthias; Fiedmann, Martin; Hemker, Thomas, und von Stryk, Oskar, 2010. Prediction of the Tool Displacement for Robot Milling Applications using Co-Simulation of an Industrial Robot and a Removal Process, In: *Proceedings of the CIRP 2nd International Conference on Process Machine Interactions*, Vancouver, BC, Canada; June 10-11

- Abele, Bauer et al. (2011) Abele, Eberhard; Bauer, Jörg; Friedemann, Martin; Pischan, Matthias; Reinl, Christian, und von Stryk, Oskar, April 2011. Einsatz von Robotern in der spannenden Fertigung, *forschen : Wissenschaftsmagazin der Technischen Universität Darmstadt* (1) S. 44–49
- Abele, Schützer et al. (2012) Abele, Eberhard; Schützer, Klaus; Bauer, Jörg, und Pischan, Matthias, 2012. Tool path adaption based on optical measurement data for milling with industrial robots, *Production Engineering* **Jg. 6** S. 459–465
- Abele, Polley et al. (2013) Abele, Eberhard; Polley, Wilfried; Ehm, Alexander, und Troue, Maximilian, 2013. Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern - Thermische Einflüsse auf die Bearbeitungsgenauigkeit, *Werkstattstechnik online* **Jg. 103**(9) S. 706–7011
- Al Janaideh, Mao et al. (2008) Al Janaideh, Mohammad; Mao, Jianqin; Rakheja, Subhash; Xie, Wenfang, und Su, Chun-Yi, 2008. Generalized Prandtl-Ishlinskii hysteresis model: Hysteresis modeling and its inverse for compensation in smart actuators, In: *47th IEEE Conference on Decision and Control (CDC)*, Piscataway, NJ: IEEE, S. 5182–5187
- Al Janaideh, Feng et al. (2009) Al Janaideh, Mohammad; Feng, Ying; Rakheja, Subhash; Su, Chun-Yi, und Rabbath, Camille Alain, 2009. Hysteresis compensation for smart actuators using inverse generalized Prandtl-Ishlinskii model, In: *Proceedings of American Control Conference, ACC*, Piscataway, NJ: IEEE, S. 307–312
- Al Janaideh, Rakheja et al. (2011) Al Janaideh, Mohammad; Rakheja, Subhash, und Su, Chun-Yi, 2011. An analytical generalized Prandtl-Ishlinskii model inversion for hysteresis compensation in micropositioning control, *Transactions on Mechatronics* **Jg. 16**(4) S. 734–744

- Alban (2001) Alban, Thomas, 2001. *Dynamische Roboterkalibrierung zur Erhöhung der Bahngenauigkeit*, Dissertation, Saarbrücken, Universität des Saarlandes
- Alfred Jäger (2014) Alfred Jäger, 2014. Chopper 3300 H S5 Spindel - SF-Spindel für Hochgeschwindigkeitsfräsen, -schleifen, -bohren, -gravieren, URL <http://www.alfredjaeger.de/de/chopper/Chopper-3300-H-S5.html?pdf=1>, zugriff: 15.10.2014
- Alici und Shirinzadeh (2005) Alici, Gürsel und Shirinzadeh, Bijan, 2005. Enhanced stiffness modeling, identification and characterization for robot manipulators, *IEEE: Transactions on Robotics* **Jg. 21**(4) S. 554–564
- Allison und Isaksson (1998) Allison, Bruce J. und Isaksson, Alf J., 1998. Design and performance of mid-ranging controllers, *Journal of Process Control* **Jg. 8**(5) S. 469–474, doi:10.1016/S0959-1524(98)00012-2
- Allison und Ogawa (2003) Allison, Bruce J. und Ogawa, Shiro, 2003. Design and tuning of valve position controllers with industrial applications, *Transactions of the Institute of Measurement and Control* **Jg. 25**(1) S. 3–16
- Altintas (2012) Altintas, Yusuf, 2012. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*, Cambridge University Press
- Astrom und Wittenmark (2011) Astrom, Karl J. und Wittenmark, Björn, 2011. *Computer-controlled systems: theory and design*, Dover Publications, ISBN 0486486133
- Åström und Hägglund (2005) Åström, Karl Johan und Hägglund, Tore, 2005. *Advanced PID Control*, Research Triangle Park, NC: ISA – The Instrumentation, Systems, and Automation Society
- ATI Industrial Automation (2014) ATI Industrial Automation, 2014. Kraft-/Momentensensor Theta SI-2500-400, URL http://www.ati-ia.com/products/ft/ft_models.aspx?id=Theta, zugriff: 15.10.2014

- Bauer (2012) Bauer, Jörg, 2012. *Methoden der Offline-Bahnkorrektur für die spanende Bearbeitung mit Industrierobotern*, Dissertation, TU Darmstadt
- Bay (2012) Bay, Alexander, 2012. KUKA.CNC – A Direct Approach, *Auto Tech Review* **Jg. 1**(12) S. 54–55
- Beckhoff Automation GmbH (2014) Beckhoff Automation GmbH, 2014. *Beckhoff Information System*, Verl: Beckhoff Automation & GmbH Co. KG, URL <http://www.beckhoff.de>, zugriff: 15.10.2014
- Beyer (2004) Beyer, Lukas, 2004. *Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern*, Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg
- Bittencourt, Wernholt et al. (2010) Bittencourt, André Carvalho; Wernholt, Erik; Sander-Tavallaey, Shiva, und Brogårdh, Torgny, 2010. An extended friction model to capture load and temperature effects in robot joints, In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*
- Bongardt (2003) Bongardt, Thomas, 2003. *Methode zur Kompensation betriebsabhängiger Einflüsse auf die Absolutgenauigkeit von Industrierobotern*, Dissertation, TU München
- Borm und Menq (1989) Borm, J.H. und Menq, C.H., 1989. Experimental study of observability of parameter errors in robot calibration, In: *International Conference on Robotics and Automation*, Scottsdale, Arizona, US: IEEE, S. 587–592, doi: 10.1109/ROBOT.1989.100048
- Bouc (1969) Bouc, Robert, 1969. *Modèle mathématique d’hystérésis. Application aux systèmes à un degré de liberté*, Dissertation, Marseille

- Brethé, Vasselín et al. (2005) Brethé, Jean-Francois; Vasselín, Eric; Lefebvre, Dimitri, und Dakyo, Brayima, 2005. Determination of the repeatability of a Kuka robot using the stochastic ellipsoid approach, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, Barcelona, Spain: IEEE, S. 4339–4344
- Brokate und Sprekels (1996) Brokate, Martin und Sprekels, Jürgen, 1996. *Hysteresis and phase transitions*, Jg. 121, New York: Springer, ISBN 978-1-4612-4048-8
- Carbone (2003) Carbone, Guiseppé, 2003. *Stiffness evaluation of multibody robotic systems*, Dissertation, LARM, University of Cassino, Italien
- Caro, Dumas et al. (2013) Caro, Stéphane; Dumas, Claire; Garnier, Sébastien, und Furet, Benoit, 2013. Workpiece placement optimization for machining operations with a KUKA KR270-2 robot, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, IEEE, S. 2921–2926
- Chen, Yang et al. (2001) Chen, I-Ming; Yang, Guilin; Tan, Chee Tat; Yeo, Song Yeo et al., 2001. Local POE model for robot kinematic calibration, *Mechanism and machine theory* **Jg. 36**(11) S. 1215–1239
- Chen (2003) Chen, Shih-Feng, 2003. The 6×6 stiffness formulation and transformation of serial manipulators via the CCT theory, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, Taipei, Taiwan: IEEE, Jg. 3, S. 4042–4047, ISBN 0-7803-7736-2
- Chen und Kao (2002) Chen, Shih-Feng und Kao, I., 2002. Geometrical approach to the conservative congruence transformation (CCT) for robotic stiffness control, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, Piscataway, NJ: IEEE, Jg. 1, S. 544–549
- Cheng (2009) Cheng, Kai, 2009. *Machining Dynamics: Fundamentals, Applications and Practices*, London: Springer, ISBN 978-1-84628-368-0

- CNC Robotics GmbH (2014) CNC Robotics GmbH, 2014., URL <http://www.cnc-robotics.com/>
- COMET: EU/FP7 (2012) COMET: EU/FP7, 2012. *COMET - Deliverable 3.2: Tracking system*, zugriff: 15.10.2014
- COMET: EU/FP7 (2013) COMET: EU/FP7, 2013. Plug-and-produce COmponents and METHods for adaptive control of industrial robots enabling cost effective, high precision manufacturing in factories of the future, URL <http://www.cometproject.eu>, zugriff: 14.10.2014
- Conrad, Shiakolas et al. (2000) Conrad, Kevin L.; Shiakolas, Panayiotis S., und Yih, T. C., 2000. Robotic calibration issues: Accuracy, repeatability and calibration, In: *Proceedings of the 8th Mediterranean Conference on Control and Automation (MED2000)*, Rio, Patras, Greece
- Cortsen und Petersen (2011) Cortsen, J. und Petersen, Henrik Gordon, 2011. A new experimental method for predicting static tool displacements for machining with robot manipulators, In: *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, IEEE, S. 361–366
- Cortsen und Petersen (2012) Cortsen, Jens und Petersen, Henrik Gordon, 2012. Advanced off-line simulation framework with deformation compensation for high speed machining with robot manipulators, In: *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, IEEE, S. 934–939
- Craig (2005) Craig, John J., 2005. *Introduction to robotics: mechanics and control*, Upper Saddle River, NJ, USA: Prentice Hall, ISBN 978-0201543612
- Cuypers, Van Gestel et al. (2009) Cuypers, Wim; Van Gestel, Nick; Voet, Andre; Kruth, Jean-Pierre; Mingneau, J., und Bleys, Philip, 2009. Optical measurement techniques for mobile and large-scale dimensional metrology, *Optics and Lasers in Engineering Jg.* **47**(3) S. 292–300

- Daney, Papegay et al. (2005) Daney, David; Papegay, Yves, und Madeline, Blaise, 2005. Choosing measurement poses for robot calibration with the local convergence method and Tabu search, *The International Journal of Robotics Research* **Jg. 24**(6) S. 501–518
- Delcam Ltd. (2014) Delcam Ltd., 2014. PowerMILL, URL <http://www.powermill.com/>
- Denavit (1955) Denavit, J., 1955. A kinematic notation for lower-pair mechanisms based on matrices., *Transactions of the Journal of Applied Mechanics* **Jg. 22** S. 215–221
- DeVlieg (2010) DeVlieg, Russell, 2010. Expanding the Use of Robotics in Airframe Assembly Via Accurate Robot Technology, *SAE International Journal of Aerospace* **Jg. 3**(1) S. 198–203
- DeVlieg und Szallay (2010a) DeVlieg, Russell und Szallay, Todd, 2010. Applied accurate robotic drilling for aircraft fuselage, *SAE International Journal of Aerospace* **Jg. 3**(1) S. 180–186
- DeVlieg und Szallay (2010b) DeVlieg, Russell und Szallay, Todd, 2010. Improved Accuracy of Unguided Articulated Robots, *SAE International Journal of Aerospace* **Jg. 2**(1) S. 40–45
- DeVlieg, Sitton et al. (2002) DeVlieg, Russell; Sitton, Kevin; Feikert, Edward, und Inman, John, 2002. ONCE (one-sided cell end effector) robotic drilling system, In: *SAE 2002 Automated Fastening Conference & Exposition, Chester, ENGLA. SAE Technical Papers*, S. 01–2626
- Diaz Posada (2013) Diaz Posada, Julian Ricardo, 2013. *Position control of an industrial robot with an external optical measurement system for machining purposes*, Masterarbeit, South Westphalia University of Applied Sciences

- Dietz, Schneider et al. (2012) Dietz, Thomas; Schneider, Ulrich; Barho, Marc; Oberer-Treitz, Susanne; Drust, Manuel; Hollmann, Rebecca, und Hägele, Martin, 2012. Programming System for Efficient Use of Robots for Deburring in SME Environments, In: *7th German Conference on Robotics (Robotik)*
- Diewald (1995) Diewald, Bernd W., 1995. *Über-alles-Kalibrierung von Industrierobotern zur lokalen Minimierung der Posefehler*, Dissertation, Universität Saarbrücken
- Domroes, Krewet et al. (2013) Domroes, Frank; Krewet, Carsten, und Kuhlenkoetter, Bernd, 2013. Application and Analysis of Force Control Strategies to Deburring and Grinding
- Drossel, Pfeifer et al. (2014) Drossel, Welf-Guntram; Pfeifer, Marko; Findeisen, Mathias; Roessinger, Markus; Eckert, Alexander, und Barth, Daniel, 2014. The influence of the robot's stiffness on roller hemming processes, In: *ISR/Robotik 2014; Proceedings of 41st International Symposium on Robotics*, VDE, S. 1–8
- dSPACE GmbH (2007) dSPACE GmbH, 2007. *DS1103 PPC Controller Board – Hardware Installation and Configuration*, Paderborn, Germany: dSPACE GmbH
- Dumas, Caro et al. (2010) Dumas, Claire; Caro, Stéphane; Chérif, Mehdi; Garnier, Sébastien, und Furet, Benoît, 2010. A methodology for joint stiffness identification of serial robots, In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, Taipei, Taiwan: IEEE, S. 464–469
- Dumas, Boudelier et al. (2011) Dumas, Claire; Boudelier, Aude; Caro, Stéphane; Garnier, Sébastien; Ritou, Mathieu, und Furet, Benoît, 2011. Développement d'une cellule robotisée de détournage des composites, *Mécanique & Industries Jg. 12(06)* S. 487–494

- Dumas, Caro et al. (2011) Dumas, Claire; Caro, Stéphane; Garnier, Sébastien, und Furet, Benoît, 2011. Joint stiffness identification of six-revolute industrial serial robots, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **Jg. 27**(4) S. 881–888
- Dumas, Caro et al. (2012a) Dumas, Claire; Caro, Stéphane; Cherif, Mehdi; Garnier, Sébastien, und Furet, Benoît, 2012. Joint stiffness identification of industrial serial robots, *Robotica* **Jg. 30**(04) S. 649–659
- Dumas, Caro et al. (2012b) Dumas, Claire; Caro, Stéphane; Garnier, Sébastien, und Furet, Benoît, 2012. Workpiece Placement optimization of Six-revolute Industrial Serial Robots for Machining Operations, In: *ASME 2012 11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis*, American Society of Mechanical Engineers, S. 419–428
- Elatta, Gen et al. (2004) Elatta, A. Y.; Gen, Li Pei; Zhi, Fan Liang; Daoyuan, Yu, und Fei, Luo, 2004. An overview of robot calibration, *Information Technology Journal* **Jg. 3**(1) S. 74–78
- Emuge Franken (2004) Emuge Franken, 2004. *Handbuch der Gewindetechnik und Frästechnik: Anwendungen, Tipps, Tabellen*, Erlangen: Publicis Corporate Publishing, ISBN 978-3895782329
- Englert (2011) Englert, Peter, 2011. *Simulation des Fräsens mit Industrierobotern: Trajektorienplanung und experimentelle Parameteridentifikation*, Bachelorarbeit, TU Darmstadt
- Erkaya (2012) Erkaya, Selçuk, 2012. Investigation of joint clearance effects on welding robot manipulators, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **Jg. 28**(4) S. 449–457

- Estler, Edmundson et al. (2002) Estler, W. T.; Edmundson, K. L.; Peggs, G. N., und Parker, D. H., 2002. Large-scale metrology— an update, *CIRP Annals-Manufacturing Technology* **Jg. 51(2)** S. 587–609
- Fasse und Hogan (2000) Fasse, Ernest D. und Hogan, Neville, 2000. Control of physical contact and dynamic interaction, In: *Robotics Research*, Springer, S. 28–38
- Fill (2014) Fill, G.M.B.H., 2014. Robmill CNC Plus, URL <http://www.fill.co.at>, zugriff: 15.10.2014
- Freising, Kothe et al. (2014) Freising, Martin; Kothe, Simon; Rott, Markus; Sussemihl, Hendrik, und Hintze, Wolfgang, 2014. Increasing Accuracy of Industrial Robots in Machining of Carbon Fiber Reinforced Plastics, In: *New Production Technologies in Aerospace Industry*, Springer, Lecture Notes in Production Engineering, S. 115–121, ISBN 978-3-319-01963-5
- Gayadeen und Heath (2009) Gayadeen, Sandira und Heath, William, 2009. An internal model control approach to mid-ranging control, *IFAC Advanced Control of Chemical Processes* **Jg. 7(1)**
- Ge und Jouaneh (1996) Ge, Ping und Jouaneh, Musa, 1996. Tracking control of a piezoceramic actuator, *Transactions on Control Systems Technology* **Jg. 4(3)** S. 209–216
- Gerstmann (1991) Gerstmann, Uwe, 1991. *Der Getriebeeinfluß auf die Arbeits- und Positionsgenauigkeit*, Dissertation, Universität Hannover
- Glaser (2011) Glaser, Philipp, 2011. *Hysteresekompensation in piezo-elektrischen Antrieben*, Bachelorarbeit, Universität Stuttgart
- Gong, Yuan et al. (2000) Gong, Chunhe; Yuan, Jingxia, und Ni, Jun, 2000. Nongeometric error identification and compensation for robotic system by inverse calibration, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **Jg. 40(14)** S. 2119–2137

- Gooch (1998) Gooch, Richard, 1998. Optical metrology in manufacturing automation, *Sensor Review* **Jg. 18**(2) S. 81–87
- Graeser (1999) Graeser, Ralf-Gunter, 1999. *Ein Verfahren zur Kompensation temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern*, Dissertation, TU München
- Grote und Feldhusen (2011) Grote, Karl-Heinrich und Feldhusen, Jörg, 2011. *Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau*, Berlin: Springer
- Gu, Zhu et al. (2011) Gu, Guo-Ying; Zhu, LiMin; Feng, Ying, und Su, Chun-Yu, 2011. Robust adaptive control of a class of nonlinear systems with inverse compensation of unknown asymmetrical backlash nonlinearity, In: *5th International Conference on Cybernetics and Intelligent Systems (CIS)*, IEEE, S. 1–6
- Haage, Halbauer et al. (2014) Haage, Mathias; Halbauer, Marcel; Lehmann, Christian, und Städter, J. Philipp, 2014. Increasing Robotic Machining Accuracy Using Offline Compensation Based on Joint-Motion Simulation, *ISR/Robotik 2014*
- Hastie, Tibshirani et al. (2009) Hastie, Trevor; Tibshirani, Robert, und Friedman, Jerome, 2009. *The elements of statistical learning*, Jg. 1, Springer Verlag, ISBN 978-0-387-84858-7
- Haverkamp, Chou et al. (1997) Haverkamp, Bert; Chou, Chun Tung, und Verhaegen, Michel, 1997. SMI toolbox: A matlab toolbox for state space model identification, *Journal A* **Jg. 38**(3) S. 34–37
- Hayati und Mirmirani (1985) Hayati, S. und Mirmirani, M., 1985. Improving the absolute positioning accuracy of robot manipulators, *Journal of Robotic Systems* **Jg. 2**(4) S. 397–413
- He, Zhao et al. (2010) He, Ruibo; Zhao, Yingjun; Yang, Shunian, und Yang, Shuzi, 2010. Kinematic-Parameter Identification for Serial-Robot Calibration Based on POE Formula, In: *IEEE Transactions on Robotics*, Jg. 26

- Heisel, Richter et al. (1997) Heisel, Uwe; Richter, F., und Wurst, Karl-Heinz, 1997. Thermal Behaviour of Industrial Robots and Possibilities for Error Compensation, In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Jg. 46, S. 283–286
- Hermle AG (2014) Hermle AG, 2014. *Datenblatt C20*, Gosheim: Hermle AG, URL <http://www.hermle.de/>, zugriff: 15.10.2014
- Hesse und Malisa (2010) Hesse, Stefan und Malisa, Viktorio, 2010. *Robotik Montage Handhabung*, München: Carl Hanser Verlag, ISBN 978-3446419698
- Hoffmann Group (2014) Hoffmann Group, 2014. *Horex 8mm VHM HPC TiSi Schaftfräser, Art.-Nr. 203014*, URL <http://www.hoffmann-group.com/de/produkte/katalogprodukte.html>, zugriff: 15.10.2014
- Horaud und Dornaika (1995) Horaud, Radu und Dornaika, Fadi, 1995. Hand-eye calibration, *International Journal of Robotics Research* **Jg. 14**(3) S. 195–210
- Hu und Chang (2012) Hu, Jwo-Sheng und Chang, Yung-Jung, 2012. Eye-hand-workspace calibration using laser pointer projection on plane surface, *Industrial Robot: An International Journal* **Jg. 39**(2) S. 197–207
- Hu (2013) Hu, S. Jack, 2013. Evolving Paradigms of Manufacturing: From Mass Production to Mass Customization and Personalization, *Procedia CIRP* **Jg. 7** S. 3–8
- Huang, Gong et al. (2002) Huang, Han; Gong, Z. M.; Chen, Xiaoqi, und Zhou, L., 2002. Robotic grinding and polishing for turbine-vane overhaul, *Journal of materials processing technology* **Jg. 127**(2) S. 140–145
- Ibarra und Perreira (1986) Ibarra, R. und Perreira, N. Duke, 1986. Determination of linkage parameter and pair variable errors in open chain kinematic linkages using a minimal set of pose measurement data, In: *Journal of Mechanisms, Transmission and Automation in Design*, ASME, S. 159–166

- Imoto, Takeda et al. (2009) Imoto, Junichi; Takeda, Yukio; Saito, Hidenobu, und Ichiryu, Ken, 2009. Optimal kinematic calibration of robots based on maximum positioning-error estimation (Theory and application to a parallel-mechanism pipe bender), *Computational Kinematics* S. 133–140
- Ismail, Ikhoulane et al. (2009) Ismail, Mohammed; Ikhoulane, Faycal, und Rodelar, Jose, 2009. The hysteresis Bouc-Wen model, a survey, *Archives of Computational Methods in Engineering* **Jg. 16**(2) S. 161–188
- ISO (1985) ISO, 1985. *ISO DIN 1101: Geometrical Tolerances*, Berlin, Germany: Beuth
- ISO 230-4 (2009) ISO 230-4, 2009. Prüfregeln für Werkzeugmaschinen - Teil 4: Kreisformprüfungen für numerisch gesteuerte Werkzeugmaschinen
- ISO 9283 (1998) ISO 9283, 1998. Manipulating industrial robots – Performance criteria and related test methods
- Jabez Technologies (2014) Jabez Technologies, 2014. *Robotmaster*, Montreal, Kanada: Jabez Technologies, URL <http://www.robotmaster.com/>, zugriff: 15.10.2014
- Jeffries (2013) Jeffries, Kyle, 2013. *Enhanced Robotic Automated Fiber Placement with Accurate Robot Technology and Modular Fiber Placement Head*, Tech. Rep., SAE Technical Paper
- Jiang et al. (2008) Jiang, Shan et al., April 22 2008. Backlash compensation control method, backlash compensation controller and backlash compensation control program, uS Patent 7,363,109
- Johansson (1993) Johansson, Rolf, 1993. *System modeling & identification*, Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice-Hall, Inc., ISBN 978-0134823089

- Jonsson, Stolt et al. (2013) Jonsson, Marie; Stolt, Andreas; Robertsson, Anders; von Gegerfelt, Sebastian, und Nilsson, Klas, 2013. On force control for assembly and deburring of castings, *Production Engineering* **Jg. 7**(4) S. 351–360
- Joubair, Nubiola et al. (2013) Joubair, Ahmed; Nubiola, Albert, und Bonev, Ilian, 2013. Calibration Efficiency Analysis Based on Five Observability Indices and Two Calibration Models for a Six-Axis Industrial Robot, *SAE International Journal of Aerospace* **Jg. 6**(1) S. 161–168
- Kalman (1960) Kalman, Rudolph Emil, 1960. A New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems, *Trans. of the ASME—J. of Basic Engineering* **Jg. 82**(D) S. 35–45
- Karim und Verl (2013) Karim, Ali und Verl, Alexander, 2013. Challenges and obstacles in robot-machining, In: *44th International Symposium on Robotics (ISR)*, IEEE, S. 1–4
- Keyence Corporation (2014) Keyence Corporation, 2014. *Modellreihe LK-G, Betriebsanleitung*, Itasca, IL, USA: Keyence Corporation, dritte ausgabe Aufl., URL www.keyence.de, zugriff: 15.10.2014
- Kienzle (1952) Kienzle, Otto, 1952. Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen, *VDI-Z* **Jg. 94**(11/12) S. 299–306
- Klimchik, Wu et al. (2013) Klimchik, Alexandr; Wu, Yier; Dumas, Claire; Caro, Stéphane; Furet, Benoît, und Pashkevich, Anatoly, 2013. Identification of geometrical and elastostatic parameters of heavy industrial robots, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, IEEE, S. 3707–3714
- Klimchik, Bondarenko et al. (2014) Klimchik, Alexandr; Bondarenko, Dmitry; Pashkevich, Anatol; Briot, Sébastien, und Furet, Benoît, 2014. Compliance Error Compensation in Robotic-Based Milling, In: *Informatics in Control, Automation and Robotics*, Springer, S. 197–216

- Klimchik, Wu et al. (2014) Klimchik, Alexandr; Wu, Yier; Caro, Stéphane; Furet, Benoît, und Pashkevich, Anatol, 2014. Accuracy Improvement of Robot-Based Milling Using an Enhanced Manipulator Model, In: *Advances on Theory and Practice of Robots and Manipulators: Proceedings of Romansy 2014 XX CISM-IFTtoMM Symposium on Theory and Practice of Robots and Manipulators*, Springer, S. 73–81
- Klocke und König (2008) Klocke, Fritz und König, Wilfried, 2008. *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren*, Springer-Verlag: Berlin, Heidelberg, New York
- Knoll und Kovacs (2003) Knoll, Alois und Kovacs, Peter, 2003. Method and device for the improvement of the pose accuracy of effectors on mechanisms and for the measurement of objects in a workspace, uS Patent 6,529,852
- Kovacs (2011) Kovacs, Isios Gmbh Berlin, Peter, 2011. Maximale Robotergenauigkeit durch formabgleichende Kalibration, In: *6. Workshop Bearbeiten mit Industrierobotern, Fraunhofer IPA*
- Krejci und Kuhnen (2001) Krejci, Pavel und Kuhnen, Klaus, 2001. Inverse control of systems with hysteresis and creep, In: *Control Theory and Applications*, IET, Jg. 148, S. 185–192
- Kuhnen (2001) Kuhnen, Klaus, 2001. *Inverse Steuerung piezoelektrischer Aktoren mit Hysterese-, Kriech- und Superpositionsoperatoren*, Aachen: Shaker, ISBN 978-3826596353
- Kuhnen und Janocha (2001) Kuhnen, Klaus und Janocha, Harmut, 2001. Inverse feedforward controller for complex hysteretic nonlinearities in smart-material systems, *Control and intelligent systems* **Jg. 29**(3) S. 74–83
- KUKA Roboter GmbH (2014a) KUKA Roboter GmbH, 2014. *KR 125 Serie 2000*, Augsburg: KUKA Roboter GmbH, URL http://www.kuka-robotics.com/res/sps/f776ebab-f613-4818-9feb-527612db8dc4_db_KR_125-2_de%20.pdf, zugriff: 15.10.2014

- KUKA Roboter GmbH (2014b) KUKA Roboter GmbH, 2014. *KUKA System Software 8.2*, Augsburg: KUKA Roboter GmbH, zugriff: 15.10.2014
- KUKA Roboter GmbH (2014c) KUKA Roboter GmbH, 2014. *Spez KR 500-3 MT V2 de*, Augsburg: KUKA Roboter GmbH, URL http://www.kuka-robotics.com/res/sps/e6c77545-9030-49b1-93f5-4d17c92173aa_Spez_KR_500-3_MT_de.pdf, zugriff: 15.10.2014
- Kurze (2008) Kurze, Matthias, 2008. *Modellbasierte Regelung von Robotern mit elastischen Gelenken ohne abtriebsseitige Sensorik*, Dissertation, Technische Universität München
- Lehmann, Halbauer et al. (2012) Lehmann, Christian; Halbauer, Marcel; Euhus, Dirk, und Overbeck, Daniel, 2012. Milling with industrial robots: Strategies to reduce and compensate process force induced accuracy influences, In: *17th IEEE International Conference on Emerging Technologies and Factory Automation*
- Lehmann, Halbauer et al. (2013) Lehmann, Christian; Halbauer, Marcel; van der Zwaag, Johnny; Schneider, Ulrich, und Berger, Ulrich, 2013. Offline Path Compensation to Improve Accuracy of Industrial Robots for Machining Applications, *VDI BERICHTE Jg. 2209* S. 147–152
- Lehmann, Oloffson et al. (2013) Lehmann, Christian; Oloffson, Björn; Nilsson, Klas; Halbauer, Marcel; Haage, Matthias; Robertsson, Anders; Sörnmo, Olof, und Berger, Ulrich, 2013. Robot Joint Modeling and Parameter Identification Using the Clamping Method, In: *IFAC Conference on Manufacturing Modelling, Management and Control (MIM)*, Saint Petersburg, Russia, Jg. 7, S. 813–818
- Lei, Tan et al. (2011) Lei, L.; Tan, K. K.; Huang, S., und Lee, T. H., 2011. Online Parameter Estimation and Compensation of Preisach Hysteresis by SVD updating, In: *World Congress*, Jg. 18, S. 5249–5254

- Leica Geosystems (2014) Leica Geosystems, 2014. *AT901-MR 3D-Lasertracker*, URL http://www.leica-geosystems.de/de/Leica-Absolute-Tracker-AT901_69047.htm, zugriff: 15.10.2014
- Li, Sun et al. (2011) Li, Tian; Sun, KKui; Xie, Zong-wu, und Liu, Hong, 2011. Optimal measurement configurations for kinematic calibration of six-DOF serial robot, *Journal of Central South University of Technology* **Jg. 18**(3) S. 618–626
- Liao, Xi et al. (2010) Liao, L; Xi, F, und Engin, S, 2010. Robotic Deburring Based on On-line Burr Measurement, In: *Burrs-Analysis, Control and Removal*, Springer, S. 213–220
- Liu, Zhang et al. (2007) Liu, Junchuan; Zhang, Yuru, und Li, Zhen, 2007. Improving the positioning accuracy of a neurosurgical robot system, *Transactions on Mechatronics* **Jg. 12**(5) S. 527–533
- Liu, Cheng et al. (2002) Liu, X. W.; Cheng, K.; Webb, D., und Luo, X. C., 2002. Improved dynamic cutting force model in peripheral milling. Part I: Theoretical model and simulation, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Jg. 20**(9) S. 631–638
- Liu, Cheng et al. (2004) Liu, X. W.; Cheng, K.; Webb, D.; Longstaff, A. P., und Widiyanto, M. H., 2004. Improved dynamic cutting force model in peripheral milling. Part II: experimental verification and prediction, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Jg. 24**(11) S. 794–805
- Ljung (2010) Ljung, Lennart, 2010. *System Identification Toolbox 7: User's Guide*, Natick, Massachusetts, USA: The MathWorks, Inc.
- Lunze (2014a) Lunze, Jan, 2014. *Regelungstechnik 1: Systemtheoretische Grundlagen, Analyse und Entwurf einschleifiger Regelungen*, Berlin: Springer

- Lunze (2014b) Lunze, Jan, 2014. *Regelungstechnik 2: Mehrgrößen-systeme, Digitale Regelung*, Berlin: Springer
- Lutz und Wendt (2005) Lutz, Holger und Wendt, Wolfgang, 2005. *Taschenbuch der Regelungstechnik*, Jg. 2, Harri Deutsch, ISBN 978-3817117499
- Mahr GmbH (2011) Mahr GmbH, 2011. *MarSurf M400 Flyer*, Göttingen, Germany: Mahr GmbH
- Marie, Courteille et al. (2013) Marie, Stéphane; Courteille, Eric, und Maurine, Patrick, November 2013. Elasto-geometrical modeling and calibration of robot manipulators: Application to machining and forming applications, *Mechanism and Machine Theory* **Jg. 69** S. 13–43, doi: 10.1016/j.mechmachtheory.2013.05.00
- Márton und Lantos (2009) Márton, Lorinc und Lantos, Béla, 2009. Friction and backlash measurement and identification method for robotic arms, In: *International Conference on Advanced Robotics (ICAR)*, IEEE, S. 1–6
- Mei, Yang et al. (2005) Mei, Zhi-Qian; Yang, Ru-Qing; Liang, Chen, und Li, Guang-Bu, 2005. The study of backlash compensation and its application in the robot checking the filter, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Jg. 25**(3) S. 396–401
- Merlet (2009) Merlet, Jean-Pierre, 2009. Interval analysis for certified numerical solution of problems in robotics, *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science* **Jg. 19**(3) S. 399–412
- Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG (2014) Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, 2014. *Betriebsanleitung capaNCDT6100*, Ortenburg: Micro-Epsilon Messtechnik GmbH & Co. KG, URL <http://www.micro-epsilon.de/download/manuals/man--capaNCDT-6100--de-en.pdf>, zugriff: 15.10.2014

- Mooring und Tang (1984) Mooring, Benjamin W. und Tang, Geo-Ry, 1984. An improved method for identifying the kinematic parameters in a six axis robot, In: *Proceedings of the international computer in engineering conference exhibit*, S. 79–84
- Mosqueira, Apetz et al. (2012) Mosqueira, Glauber; Apetz, J.; Santos, K. M.; Villani, E.; Suterio, R., und Trabasso, L. G., 2012. Analysis of the indoor GPS system as feedback for the robotic alignment of fuselages using laser radar measurements as comparison, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **Jg. 28**(6) S. 700–709
- Munzinger (2006) Munzinger, Christian, 2006. *Adaptronische Strebe zur Steifigkeitssteigerung von Werkzeugmaschinen*, Dissertation, Universität Karlsruhe
- Mustafa, Tao et al. (2010) Mustafa, Shabbir Kurbanhusen; Tao, Pey Yuen; Yang, Guilin, und Chen, I-Ming, 2010. A geometrical approach for online error compensation of industrial manipulators, In: *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, IEEE, S. 738–743
- Nikon Metrology (2014a) Nikon Metrology, 2014. *DMM 3.1 Reference Manual*, Alzenau: Nikon Metrology, revision 1 Aufl., URL www.metris.com, zugriff: 15.10.2014
- Nikon Metrology (2014b) Nikon Metrology, 2014. *K-Serie Spezifikation*, Alzenau: Nikon Metrology, URL http://www.nikonmetrology.com/de_EU/Produkte/Portable-3D-Messloesungen/Optisches-Messsystem/Optische-Kamera-K-Serie/%28specifications%29, zugriff: 15.10.2014
- Nordin und Gutman (2002) Nordin, Mattias und Gutman, Per-Olof, 2002. Controlling mechanical systems with backlash - a survey, *Automatica* **Jg. 38**(10) S. 1633–1649

- Norman, Schönberg et al. (2012) Norman, Andrew R.; Schönberg, Alexander; Gorlach, Igor A., und Schmitt, Robert, 2012. Validation of iGPS as an external measurement system for cooperative robot positioning, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* S. 1–20
- Office for Official Publications of the European Communities (2009) Office for Official Publications of the European Communities, 2009. *European Business - Facts and Figures*, Luxembourg: Europäische Kommission, URL <http://ec.europa.eu/eurostat>
- Oh (2011) Oh, Yeon Taek, 2011. Influence of the joint angular characteristics on the accuracy of industrial robots, *Industrial Robot: An International Journal* **Jg. 38**(4) S. 406–418
- Olofsson, Sörnmo et al. (2011) Olofsson, Björn; Sörnmo, Olof; Schneider, Ulrich; Robertsson, Anders; Puzik, Arnold, und Johansson, Rolf, 2011. Modeling and control of a piezo-actuated high-dynamic compensation mechanism for industrial robots, In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, IEEE, S. 4704–4709
- Olofsson, Sörnmo et al. (2012) Olofsson, Björn; Sörnmo, Olof; Schneider, Ulrich; Barho, Marc; Robertsson, Anders, und Johansson, Rolf, 2012. Increasing the Accuracy for a Piezo-Actuated Micro Manipulator for Industrial Robots using Model-Based Nonlinear Control, In: *10th IFAC Symposium on Robot Control - SYROCO*
- Olsson, Haage et al. (2010) Olsson, Tomas; Haage, Mathias; Kihlman, Henrik; Johansson, Rolf; Nilsson, Klas; Robertsson, Anders; Björkman, Mats; Isaksson, Robert; Ossbahr, Gilbert, und Brogårdh, Torgny, 2010. Cost-efficient drilling using industrial robots with high-bandwidth force feedback, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **Jg. 26**(1) S. 24–38

- Ouyang, Liu et al. (2008) Ouyang, Jian Fei; Liu, W.; Qu, Xing Hua, und Yan, Y., 2008. Industrial Robot Error Compensation Using Laser Tracker System, *Key Engineering Materials* **Jg. 381** S. 579–582
- Pan und Zhang (2008a) Pan, Zengxi und Zhang, Hui, 2008. Robotic machining from programming to process control, In: *7th World Congress on Intelligent Control and Automation*, IEEE, S. 553–558
- Pan und Zhang (2008b) Pan, Zengxi und Zhang, Hui, 2008. Robotic machining from programming to process control: a complete solution by force control, *Industrial Robot: An International Journal* **Jg. 35**(5) S. 400–409
- Pan und Zhang (2009) Pan, Zengxi und Zhang, Hui, 2009. Improving robotic machining accuracy by real-time compensation, In: *ICROS-SICE International Joint Conference*, IEEE, S. 4289–4294
- Pan, Zhang et al. (2006) Pan, Zengxi; Zhang, Hui; Zhu, Zhenqi, und Wang, Jianjun, 2006. Chatter analysis of robotic machining process, *Journal of Materials Processing Technology* **Jg. 173**(3) S. 301–309
- Pan, Polden et al. (2012) Pan, Zengxi; Polden, Joseph; Larkin, Nathan; Van Duin, Stephen, und Norrish, John, 2012. Recent progress on programming methods for industrial robots, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **Jg. 28**(2) S. 87–94
- Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG (2014) Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG, 2014. *Tutorium: Nanopositionieren mit Piezoelektrischen Aktoren*, Karlsruhe: Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG, URL http://www.physikinstrumente.de/1998/Tutorium_Aktorik_Piezoelektrisch/4_Tutorium_Piezoelektrische_Nanopositionierung.htm, zugriff: 15.10.2014

- Pieper und Roth (1969) Pieper, Donald Lee und Roth, Bernard, 1969. The kinematics of manipulators under computer control, *Second International Congress on Theory of Machines and Mechanisms* **Jg. 2** S. 159–169
- Pischan (2013) Pischan, Matthias, 2013. Deburring of cross holes in titanium using industrial robots, In: *Progress in Production Engineering, WGP Kongress 2013, July 23-24, Erlangen, ISBN 978-3-03785-791-5*
- Preisach (1935) Preisach, Ferenc, 1935. Über die magnetische Nachwirkung, *Zeitschrift für Physik* **Jg. 94**(5-6) S. 277–302
- Puzik (2011) Puzik, Arnold, 2011. *Genauigkeitssteigerung bei der spanenden Bearbeitung mit Industrierobotern durch Fehlerkompensation mit 3D-Ausgleichsaktorik*, Dissertation, Universität Stuttgart
- Puzik, Meyer et al. (2010a) Puzik, Arnold; Meyer, Christian, und Verl, Alexander, 2010. Industrial robots for machining processes in combination with a 3D-piezo-compensation-mechanism, In: *7th CIRP International Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering: Innovative and Cognitive Production Technology and Systems*
- Puzik, Meyer et al. (2010b) Puzik, Arnold; Meyer, Christian, und Verl, Alexander, 2010. Results of robot machining with additional 3D-piezo-actuation-mechanism for error compensation, In: *7th CIRP International Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering: Innovative and Cognitive Production Technology and Systems*
- Puzik, Meyer et al. (2010c) Puzik, Arnold; Meyer, Christian, und Verl, Alexander, 2010. Robot Machining with additional 3-D Piezo-Actuation-Mechanism for Error Compensation, In: *Joint International Conference of ISR/ROBOTIK2010*, VDE Verlag, S. 415–421

- Quintana und Ciurana (2011) Quintana, Guillem und Ciurana, Joaquim, 2011. Chatter in machining processes: a review, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **Jg. 51**(5) S. 363–376
- Rathjen und Richardson (2013) Rathjen, Scott und Richardson, Curtis, 2013. *High Path Accuracy, High Process Force Articulated Robot*, Tech. Rep., SAE Technical Paper
- Reinl, Friedmann et al. (2011) Reinl, Christian; Friedmann, Martin; Bauer, Jörg; Pischian, Matthias; Abele, Eberhard, und von Stryk, Oskar, 2011. Model-based off-line compensation of path deviation for industrial robots in milling applications, In: *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, IEEE, S. 367–372
- Richter (1997) Richter, Frank, 1997. *Erfassung und Ausgleich thermisch bedingter Verformungen an Industrierobotern*, Dissertation, Universität Stuttgart
- Robertsson, Valera et al. (2000) Robertsson, Anders; Valera, Angel; Nilsson, Klas, und Johansson, Rolf, 2000. On-Line Reconfiguration of Real-Time Robot Motion and Force Control, In: *Robot Control 2000: A Proceedings volume from the 6th IFAC Symposium, Vienna, Austria, 21 - 23 September 2000*, Elsevier
- Rosenbauer (1994) Rosenbauer, Thomas, 1994. *Getriebe für Industrieroboter : Beurteilungskriterien, Kenndaten, Einsatzhinweise*, Dissertation, Aachen, RWTH, Fak. für Maschinenwesen, 146 S.
- Ruderman, Hoffmann et al. (2009) Ruderman, Michael; Hoffmann, Frank, und Bertram, Torsten, 2009. Modeling and identification of elastic robot joints with hysteresis and backlash, *Transactions on Industrial Electronics* **Jg. 56**(10) S. 3840–3847
- Rudolf (2008) Rudolf, Christian, 2008. *Piezoelektrische Self-sensing-Aktoren zur Korrektur statischer Verlagerungen*, KIT Scientific Publishing, ISBN 978-3866442672

- Salisbury (1980) Salisbury, J. Kenneth, 1980. Active stiffness control of a manipulator in cartesian coordinates, In: *Conference on Decision and Control including the Symposium on Adaptive Processes*, IEEE, Jg. 19, S. 95–100
- Saund und DeVlieg (2013) Saund, Bradley und DeVlieg, Russell, 2013. *High Accuracy Articulated Robots with CNC Control Systems*, Tech. Rep., SAE Technical Paper
- Schäfer und Janocha (2000) Schäfer, Michael und Janocha, Harmut, 2000. SCI-POS - Schnelle Kalibrierung von Roboterarbeitszellen, *VDI BERICHTE Jg. 1530* S. 401–410
- Schmitt, Nisch et al. (2010) Schmitt, Robert; Nisch, Susanne; Schönberg, Alexander; Demeester, Franky, und Renders, Steven, 2010. Performance evaluation of iGPS for industrial applications, In: *International Conference on Indoor Positioning and Indoor Navigation (IPIN)*, IEEE, S. 1–8
- Schmitt, Schönberg et al. (2011,) Schmitt, Robert; Schönberg, Alexander; Lamers, Christoph, und Demeester, Franky, 2011,. Global referencing systems and their contribution to a versatile production, In: *International Conference on Indoor Positioning and Indoor Navigation*
- Schneider (2010) Schneider, Ulrich, 2010. *Regelung einer 3D-Ausgleichsaktorik für Fräsanwendungen mit Industrierobotern*, Diplomarbeit, Universität Stuttgart
- Schneider (2013a) Schneider, Ulrich, 2013. Genauigkeit beim Roboterfräsen – Fehlerquellen und Verbesserungspotenziale, In: *7. Workshop Bearbeiten mit Industrierobotern*, FPF
- Schneider (2013b) Schneider, Ulrich, 2013. Qualitätsverbesserung durch sensorgeführte Industrieroboter, In: *Workshop Zukunft der Industrierobotik Fraunhofer IPA*, S. 120—146

- Schneider, Ansaloni et al. (2013) Schneider, Ulrich; Ansaloni, Matteo; Drust, Manuel; Leali, Francesco, und Verl, Alexander, 2013. Experimental Investigation of Error Sources in Robot Machining, In: *International Conference on Flexible Automation and Intelligent Manufacturing (FAIM)*, S. 14–26
- Schneider, Diaz Posada et al. (2013) Schneider, Ulrich; Diaz Posada, Julian Ricardo; Drust, Manuel, und Verl, Alexander, 2013. Position control of an industrial robot using an optical measurement system for machining purposes, In: *International Conference on Manufacturing Research (ICMR)*, S. 307–312
- Schneider, Drust et al. (2013) Schneider, Ulrich; Drust, Manuel; Puzik, Arnold, und Verl, Alexander, 2013. Compensation of Errors in Robot Machining With a Parallel 3D-Piezo Compensation Mechanism, In: *Forty Sixth CIRP Conference on Manufacturing Systems*, S. 305–310
- Schneider, Diaz Posada et al. (2014) Schneider, Ulrich; Diaz Posada, Julian Ricardo; Drust, Manuel; Verl, Alexander, und van der Zwaag, Johnny, 2014. Combining holistic programming with kinematic parameter optimisation for robot machining, In: *ISR/Robotik 2014*, S. 524–530
- Schneider, Drust et al. (2014) Schneider, Ulrich; Drust, Manuel; Ansaloni, Matteo; Lehmann, Christian; Pellicciari, Marcello; Leali, Francesco; Gunnink, Jan Willem, und Verl, Alexander, 2014. Improving robotic machining accuracy through experimental error investigation and modular compensation, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* S. 1–13
- Schneider, Momeni Kelageri et al. (2014) Schneider, Ulrich; Momeni Kelageri, Mahdi; Ansaloni, Matteo, und Verl, Alexander, 2014. Stiffness Modeling of Industrial Robots for Deformation Compensation in Machining, In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, IEEE, S. 4464–4469

- Schneider, Olofsson et al. (2014) Schneider, Ulrich; Olofsson, Björn; Sörnmo, Olof; Drust, Manuel; Robertsson, Anders; Hägele, Martin, und Johansson, Rolf, 2014. Integrated approach to robotic machining with macro/micro-actuation, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **Jg. 30**(6) S. 636 – 647, doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.rcim.2014.04.001>
- Schneider, Posada et al. (2015) Schneider, Ulrich; Posada, Julian Ricardo Diaz, und Verl, Alexander, 26th-30th May 2015. Automatic pose optimization for robotic processes, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, Seattle, Washington: IEEE, S. 2054–2059
- Schröer (1993) Schröer, Klaus, 1993. *Identifikation von Kalibrationsparametern kinematischer Ketten*, Dissertation, TU Berlin
- Schröer, Albright et al. (1997) Schröer, Klaus; Albright, Stephen L., und Grethlein, Michael, 1997. Complete, minimal and model-continuous kinematic models for robot calibration, *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **Jg. 13**(1) S. 73–85
- Schütze, Raab et al. (2009) Schütze, Rainer; Raab, Christoph; Boochs, Frank; Wirth, Holger, und Meier, Jürgen, 2009. Optopose - a multi-camera system for fast and precise determination of position and orientation for moving effector, In: *9th Conference on Optical 3D Measurement Techniques, Vienna, Austria*
- Schwenke, Knapp et al. (2008) Schwenke, Heinrich; Knapp, Wolfgang; Haitjema, Han; Weckenmann, Albert; Schmitt, Robert, und Delbressine, Frank, 2008. Geometric error measurement and compensation of machines - an update, *CIRP Annals-Manufacturing Technology* **Jg. 57**(2) S. 660–675

- Shah, Eastman et al. (2012) Shah, Mili; Eastman, Roger D., und Hong, Tsai Hong, 2012. An Overview of Robot-Sensor Calibration Methods for Evaluation of Perception Systems, In: *Workshop on Performance Metrics for Intelligent Systems*
- Sharon, Hogan et al. (1993) Sharon, Andre; Hogan, Neville, und Hardt, David E., 1993. The macro/micro manipulator: An improved architecture for robot control, *Robotics and computer-integrated manufacturing* **Jg. 10**(3) S. 209–222
- Shiakolas, Conrad et al. (2002) Shiakolas, P. S.; Conrad, K. L., und Yih, T. C., 2002. On the accuracy, repeatability, and degree of influence of kinematics parameters for industrial robots, *International journal of modelling and simulation* **Jg. 22**(4) S. 245–254
- Siciliano und Khatib (2008) Siciliano, Bruno und Khatib, Oussama, 2008. *Handbook of robotics*, Springer
- Slavkovic, Milutinovic et al. (2013) Slavkovic, Nikola R.; Milutinovic, Dragan S.; Kokotovic, Branko M.; Glavonjic, Milos M.; Zvivanovic, Sasa T., und Ehmann, Kornel F., 2013. Cartesian Compliance Identification and Analysis of an Articulated Machining Robot, *FME Transactions* **Jg. 41** S. 83–95
- Slavkovic, Milutinovic et al. (2014) Slavkovic, Nikola R.; Milutinovic, Dragan S., und Glavonjic, Milos M., 2014. A method for off-line compensation of cutting force-induced errors in robotic machining by tool path modification, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Jg. 70**(9-12) S. 2083–2096
- SMErobotics: EU/FP7 (2014) SMErobotics: EU/FP7, 2014. SMErobotics, URL <http://www.smerobotics.org>, zugriff: 15.10.2014

- Sörnmo, Olofsson et al. (2012) Sörnmo, Olof; Olofsson, Björn; Robertsson, Anders, und Johansson, Rolf, 2012. Increasing Time-Efficiency and Accuracy of Robotic Machining Processes Using Model-Based Adaptive Force Control, In: *10th International IFAC Symposium on Robot Control, Dubrovnik, Croatia*
- Sörnmo, Olofsson et al. (2012) Sörnmo, Olof; Olofsson, Björn; Schneider, Ulrich; Robertsson, Anders, und Johansson, Rolf, 2012. Increasing the milling accuracy for industrial robots using a piezo-actuated high-dynamic micro manipulator, In: *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics (AIM)*, IEEE, S. 104–110
- Sornmo, Olofsson et al. (2013) Sornmo, Olof; Olofsson, Bjorn; Robertsson, Anders, und Johansson, Rolf, 2013. Adaptive internal model control for mid-ranging of closed-loop systems with internal saturation, In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, Tokyo, Japan: IEEE, S. 4893–4899
- Spat (2002) Spat, D., 2002. *ACCOMAT - Genauigkeitsgeregelte Maschine*, Abschlussbericht BMBF Leitprojekt ACCOMAT
- Stein und Weigold (2006) Stein, Sebastian und Weigold, Matthias, 2006. Die Lücke schließen - Trendbericht: Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern, *Werkstatt + Betrieb* **Jg. 139**(5) S. 34–42
- Stone (1987) Stone, Henry W., 1987. *Kinematic modeling, identification, and control of robotic manipulators*, Jg. 29, Springer, ISBN 978-1-4613-1999-3
- Sun und Yang (2010) Sun, Guochun und Yang, Bo, 2010. Compensation of hysteresis nonlinearity for the piezoelectric actuators, In: *International Conference on Computer Science and Information Technology (ICCSIT)*, IEEE, Jg. 4, S. 431–436

- Sun und Hollerbach (2008a) Sun, Yu und Hollerbach, John M., 2008. Active robot calibration algorithm, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, IEEE, S. 1276–1281
- Sun und Hollerbach (2008b) Sun, Yu und Hollerbach, John M., 2008. Observability index selection for robot calibration, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*, IEEE, S. 831–836
- Surdilović und Vukobratović (1996) Surdilović, Dragoljub und Vukobratović, Miomir, 1996. Deflection compensation for large flexible manipulators, *Mechanism and machine theory* **Jg. 31**(3) S. 317–329
- The MathWorks, Inc. (1994–2010) The MathWorks, Inc., 1994–2010. Real-Time Workshop 7: User’s Guide
- The MathWorks, Inc (2008) The MathWorks, Inc, 2008. *Optimization toolboxTM User’s Guide - R2008*, Natick, MA: MathWorks
- Thomsen und Fuchs (2009) Thomsen, Sönke und Fuchs, Friedrich W., 2009. Speed control of torsional drive systems with backlash, In: *13th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE)*, IEEE, S. 1–10
- Van Overschee und De Moor (1994) Van Overschee, Peter und De Moor, Bart, 1994. N4SID: Subspace algorithms for the identification of combined deterministic-stochastic systems, *Automatica* **Jg. 30**(1) S. 75–93
- Verdonck und Swevers (2002) Verdonck, Walter und Swevers, Jan, 2002. Improving the Dynamic Accuracy of Industrial Robots by Trajectory Pre-Compensation, In: *International Conference on Robotics and Automation (ICRA)*
- Verhaegen und Dewilde (1992) Verhaegen, Michel und Dewilde, Patrick, 1992. Subspace model identification part 1. The output-error state-space model identification class of algorithms, *International journal of control* **Jg. 56**(5) S. 1187–1210

- Verl (2010) Verl, Alexander, 2010. *Inline measurement robots: Robots get the precision for car body inspection*, International Federation of Robotics - statistical department
- Volech, Mráz et al. (2014) Volech, Jiří; Mráz, Ladislav; Šika, Zbyněk, und Valášek, Michael, 2014. Concepts of Robot Accuracy Enhancement by Integrated Redundant Measurements, *Bulletin of Applied Mechanics* **Jg. 9**(33) S. 12–17
- Wang, Shen et al. (2012) Wang, Haixia; Shen, Shuhan, und Lu, Xiao, 2012. A screw axis identification method for serial robot calibration based on the POE model, *Industrial Robot: An International Journal* **Jg. 39**(2) S. 146–153
- Wang, Zhang et al. (2009) Wang, Jianjun; Zhang, Hui, und Fuhlbrigge, Thomas, 2009. Improving machining accuracy with robot deformation compensation, In: *International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS)*, IEEE, S. 3826–3831
- Wang und Cui (2010) Wang, Xianlun und Cui, Yuxia, 2010. Self-tuning fuzzy compensation based adaptive impedance controller for robotic machining, In: *2nd International Conference on Computer Engineering and Technology*, Jg. 6, S. V6–475 – V6–478
- Wang, Mastrogiacomo et al. (2011) Wang, Zheng; Mastrogiacomo, Luca; Franceschini, Fiorenzo, und Maropoulos, Paul, 2011. Experimental comparison of dynamic tracking performance of iGPS and laser tracker, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **Jg. 56**(1) S. 205–213
- Weck (2007) Weck, Manfred, 2007. *Werkzeugmaschinen 5, Messtechnische Untersuchung und Beurteilung*, Springer: Berlin, Heidelberg
- Weigold (2008) Weigold, Matthias, 2008. *Kompensation der Werkzeugabdrängung bei der zerspanenden Bearbeitung mit Industrierobotern*, Dissertation, TU Darmstadt

- Wen (1976) Wen, Yi-Kwei, 1976. Method for random vibration of hysteretic systems, *Journal of the Engineering Mechanics Division* **Jg. 102**(2) S. 249–263
- Werth GmbH (2014) Werth GmbH, 2014. CMM VideoCheck HA400, URL <http://www.werth.de/de/unser-angebot/produkte-nach-kategorie/koordinatenmessgeraete/fuer-labor-und-messraum/werth-videocheck-ha.html>, Gießen
- Wiest (2001) Wiest, Ulrich, 2001. *Kinematische Kalibrierung von Industrierobotern*, Dissertation, Universität Karlsruhe
- Wittstock (2006) Wittstock, Volker, 2006. *Piezobasierte Aktor-Sensor-Einheit zur uniaxialen Schwingungskompensation in Antriebssträngen von Werkzeugmaschinen*, Dissertation, TU Chemnitz
- Xu (1993) Xu, J. H., 1993. Neural network control of a piezo tool positioner, In: *Canadian Conference on Electrical and Computer Engineering*, IEEE, S. 333–336
- Yoon und Kim (2004) Yoon, Moon Chul und Kim, Y. G., 2004. Cutting dynamic force modelling of endmilling operation, *Journal of materials processing technology* **Jg. 155** S. 1383–1389
- Zhang und Pan (2008) Zhang, Hui und Pan, Zengxi, 2008. Robotic machining: material removal rate control with a flexible manipulator, In: *Conference on Robotics, Automation and Mechatronics*, IEEE, S. 30–35
- Zhang, Wang et al. (2005) Zhang, Hui; Wang, Jianjun; Zhang, George; Gan, Zhongxue; Pan, Zengxi; Cui, Hongliang, und Zhu, Zhenqi, 2005. Machining with flexible manipulator: toward improving robotic machining performance, In: *International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics*, IEEE, S. 1127–1132

Ziegler und Franke (2011)

Ziegler, Christian und Franke, Jörg, 2011. A cost-effective stereo camera system for online pose control of patient handling robots, In: *5th International Conference on Automation, Robotics and Applications (ICARA)*, IEEE, S. 459–464

Bedingt durch ihre mechanische Struktur erreichen Industrieroboter in Zerspanprozessen noch nicht die in vielen Anwendungsgebieten geforderte Genauigkeit. Deshalb stellt diese Arbeit drei neue Methoden zur Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern in Zerspanprozessen vor. Durch Modellierung und Regelungstechnik kann die Genauigkeit auf den Bereich $\pm 0,1$ mm verbessert werden. Anhand eines repräsentativen Anwendungsszenarios wird die Leistungsfähigkeit der Methoden nachgewiesen.

ISBN 978-3-8396-1123-4



FRAUNHOFER VERLAG