



Fraunhofer

IFAM

FRAUNHOFER-INSTITUT FÜR FERTIGUNGSTECHNIK UND
ANGEWANDTE MATERIALFORSCHUNG IFAM

FORSCHUNG FÜR DIE PRODUKTIONSTECHNIK VON MORGEN

Band 4

Christian Möller

Entwicklung eines hochgenauen Bearbeitungsroboters durch den Einsatz zusätzlicher Messtechnik



PM
TUHH
Technische Universität Hamburg

Fraunhofer
IFAM

Herausgeber:

Wolfgang Hintze, Bernd Mayer
Jörg Wollnack, Dirk Niermann

FRAUNHOFER VERLAG

Fraunhofer-Institut für Fertigungstechnik und
Angewandte Materialforschung

Forschung für die Produktionstechnik von Morgen

Band 4

Entwicklung eines hochgenauen
Bearbeitungsroboters durch den Einsatz
zusätzlicher Messtechnik

Christian Möller

FRAUNHOFER VERLAG

Kontakt:

Fraunhofer-Institut für Fertigungstechnik und
Angewandte Materialforschung (IFAM)
Automatisierung und Produktionstechnik
Ottenbecker Damm 12
21684 Stade
Telefon +49 4141/78707-0
Fax +49 4141/78707-682
E-Mail info@ifam.fraunhofer.de
URL <http://www.ifam.fraunhofer.de>

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.
ISBN (Print): 978-3-8396-1600-0

Reihe: »Forschung für die Produktionstechnik von Morgen«

D 830

Zugl.: Hamburg, TU, Diss., 2019

Druck: Mediendienstleistungen des
Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB, Stuttgart

Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© by **FRAUNHOFER VERLAG**, 2020

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.

Entwicklung eines hochgenauen Bearbeitungsroboters durch den Einsatz zusätzlicher Messtechnik

Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von
Christian Möller

aus
Hannover

2019

1. Gutachter:
2. Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze
Prof. Dr. rer. nat. Bernd Mayer

Tag der mündlichen Prüfung:

17. Dezember 2019

Für meine Familie

Vorwort des Autors

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Fertigungstechnik und Angewandte Materialforschung IFAM im CFK NORD in Stade.

Ich bedanke mich an dieser Stelle ganz herzlich bei Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze für die durchweg kompetente Betreuung während meiner gesamten Promotionszeit und die langen, aber produktiven Korrekturabende zum Ende der Promotion. Gleichmaßen bedanke ich mich bei Prof. Dr. rer. nat. Bernd Mayer für die unkomplizierte Übernahme des Zweitgutachtens und die wichtigen Ratschläge zum erfolgreichen Promovieren. Mein Dank gilt außerdem Prof. Dr.-Ing. Robert Seifried für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes bei meinem Promotionsvorhaben.

Besonders bedanken möchte ich mich bei Dr. Dirk Niermann, der meine Promotion von Anfang an unterstützt und das wissenschaftliche Arbeiten am Fraunhofer IFAM in Stade erst möglich gemacht hat. Gleichmaßen bedanken möchte ich mich bei meinen früheren Arbeitskollegen Tim Brencher, Dr.-Ing. Juan Alfonso Ramirez Martinez und Dr.-Ing. Christof Bormann, welche mir erst den Weg zur Promotion ermöglicht und dessen Tücken näher gebracht haben. PD Dr.-Ing. habil. Jörg Wollnack danke ich für die damit verbundenen wissenschaftlichen Diskussionen, die auch eine Bereicherung für diese Dissertation darstellten.

Ebenso bedanke ich mich herzlich bei Dr.-Ing. Simon Kothe, in dessen Arbeitsgruppe ich erste Erfahrungen mit robotischer Bearbeitung sammeln durfte und der mich zu jedem Zeitpunkt in meinem Promotionsvorhaben fachlich und organisatorisch unterstützt hat. Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Bürokollegen Christian Böhlmann für die vielen, vielen gemeinsamen Stunden und einer auch in stressigen Situationen stets angenehmen und freundlichen Arbeitsatmosphäre.

Mit diesem Stichwort möchte ich mich bei meinen Kollegen und Studenten am Fraunhofer IFAM in Stade bedanken. Dies sind insbesondere Christoph Brillinger, Daniel Greve, Tobias Hamann, Stephan Hansen, Matthias Martens, Thorben Meyer, Parth Rawal, Benjamin Schulze, Dr.-Ing. Hendrik Susemihl, Philipp von Stürmer, Daniel Valencia, Damian Bogunowicz, Tim Liesske, Nihar Shah und Niklas Widulle. Spezieller Dank gilt an dieser Stelle Hans Christian Schmidt, Philip Koch, Klaus Hustede und Maximilian Muth, die mich in vielen Versuchen und wissenschaftlichen Veröffentlichungen unterstützt und die Entstehung dieser Arbeit maßgeblich begleitet haben.

Außerdem bedanken möchte ich mich bei den vielen Projektpartnern, insbesondere bei Dr.-Ing. Andreas Rietdorf, Sven Tauchmann, David Bitterolf und Markus Steiner für den gesamten wissenschaftlichen Austausch und Beitrag zu dieser Arbeit.

Mein größter Dank gilt abschließend meinen Eltern und meiner Freundin Veronika, die mich während der gesamten Promotionszeit, aber auch in allen anderen Lebenslagen bedingungslos unterstützen und ohne die diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Stade, Januar 2020

Christian Möller

Kurzfassung der Dissertationsschrift

Als primärer Fertiger integraler Großbauteile aus Faserverbundwerkstoffen steht die Luftfahrtindustrie in den nächsten Jahren vor einem Umbruch. Der steigende Bedarf nach energieeffizienten Mittelstreckenflugzeugen übersteigt die heutigen Produktionskapazitäten der Hersteller und Zulieferer erheblich und führt zu jahrelangen Lieferzeiten. Der Hauptfokus liegt daher auf einer Ratensteigerung durch die Umstrukturierung der Produktion, ohne neue Hallenflächen schaffen zu müssen. Wichtiger Handlungsschwerpunkt ist dafür die Automatisierung der gesamten Fertigungskette. Einen Flaschenhals stellt derzeit die maschinelle Endbearbeitung der Großstrukturen mit speziellen Portalmaschinen dar. Die geringe Wandlungsfähigkeit und hohe Investitionskosten machen den Einsatz dieser Maschinen zunehmend unattraktiv und führen zu einem Umdenken in der Flugzeugproduktion.

Ein Ansatz ist daher die Substitution der Portalmaschinen durch für die Bearbeitung optimierte Industrieroboter. Fokussiert wird sich bislang insbesondere auf eine Erhöhung der Robotersteifigkeit durch strukturelle Erweiterungen der Kinematik oder modellbasierte Korrekturen sowie auf optimierte Kalibrationsroutinen und Kompensationsstrategien. Diesen Methoden ist inhärent, dass jede Modellbildung und Kompensation von Roboterungenauigkeiten gewissen Annahmen unterliegt und damit üblicherweise fehlerbehaftet ist. Die hier gewählte Vorgehensweise erweitert daher das Robotersystem um zusätzliche interne und externe Messtechnik.

Als internes System werden an jeder Achse abtriebsseitig Messsysteme installiert, um die realen Achswinkel zu detektieren und mit den getriebefehlerbehafteten Motorwinkelmessungen vergleichen zu können. Diese zusätzlichen Messwerte erlauben eine Erweiterung der Roboterachsregelung. So können eine erhöhte Bahngenauigkeit, geringere Umkehrspannen sowie eine virtuelle Versteifung des Robotersystems erreicht und nachgewiesen werden. Weitere geometrische Fehler, wie prozessbedingte Verbiegungen, Kippsteifigkeiten oder Erwärmung der Kinematik wirken nicht in Richtung der zusätzlichen Messsysteme. Sie können somit nicht erkannt und folglich auch nicht kompensiert werden. Für diese Szenarien werden zwei externe Posemesssysteme vorgestellt, welche den Roboterendeffektor permanent nachverfolgen. Als erstes Messmittel wird dafür ein Stereo-Kamerasystem eingesetzt, welches auf Basis von Messmarken am Endeffektor die Roboterlage kontinuierlich bestimmt und Abweichungen von der Sollpose unabhängig der Fehlerursache ausregeln kann. Da der Arbeitsraum und die Genauigkeit des Kamerasystems begrenzt sind, wird als zweites externes Messmittel ein Lasertracker eingesetzt. Die so gesteigerte Messgenauigkeit und -frequenz erlauben eine deutliche Steigerung der Bahn- und Absolutgenauigkeit des Roboters. Im statischen Positionierfall sind so sogar höhere Genauigkeiten als die Wiederholgenauigkeit des unkompensierten Systems erreichbar. Zusätzlich können die Abdrängungen bei konstanten Fräsprozessen maßgeblich reduziert sowie auch kleinste thermisch induzierte Absolutfehler erfasst und ausgeglichen werden.

Ein Vergleich der Messsysteme hinsichtlich der detektier- und kompensierbaren Fehler sowie eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung zeigen abschließend die mögliche Einsatzfähigkeit der Systeme in der Luftfahrtproduktion.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Wissenschaft und Technik	5
2.1	Rahmenbedingungen der Flugzeugbauteilfertigung	5
2.2	Definition und Einsatz von Industrierobotern	7
2.3	Systemaufbau eines 6-Achs-Industrieroboters	10
2.4	Definition von Leistungskenngrößen bei Industrierobotern	11
2.4.1	Posekenngrößen nach ISO 9283	12
2.4.2	Bahnkenngrößen nach ISO 9283	15
2.4.3	Statische Nachgiebigkeit von Industrierobotern	18
2.4.4	Praktisches Vorgehen bei Anwendung der Norm	19
2.5	Einflussfaktoren auf die Robotergenauigkeit	20
2.5.1	Steuerungs- und regelungstechnische Einflüsse	22
2.5.2	Mechanische Einflüsse	26
2.5.3	Prozesstechnische Einflüsse	29
2.5.4	Umgebungs- und Temperatureinflüsse	31
2.5.5	Zusammenfassung der Einflussfaktoren und Auswirkungen auf die Leistungskenngrößen	35
2.6	Identifikation von Optimierungsansätzen	36
2.6.1	Kalibrations- und Softwareoptimierung	37
2.6.2	Kompensationsstrategien	38
2.6.3	Prozessoptimierung	40
2.6.4	Strukturoptimierung	41
3	Rahmenbedingung und Vorgehensweise	43
3.1	<i>MABI MAX-150</i> -CNC-Roboter	43
3.2	Siemens <i>Sinumerik 840D sl</i> CNC-Steuerung	44
3.3	Vorgehensweise und Umsetzung	46
4	Einsatz abtriebsseitiger Messsysteme	49
4.1	Rotatorische Winkelmesssysteme	51
4.1.1	Magnetische Messsysteme	51
4.1.2	Induktive Messsysteme	52
4.1.3	Optische Messsysteme	53
4.1.4	Vergleich und Auswahlkriterium	54
4.2	Auslegung und Spezifikationen des Messsystems	55
4.2.1	Integration in den IR	56
4.2.2	Untersuchung auf Exzentrizitäten und Rundlauftest	57
4.3	Erweiterte Regelungsstrategie	58
4.4	Genauigkeitsuntersuchung mit direkten Messsystemen	69
4.4.1	Untersuchung der Positionierunsicherheit	69
4.4.2	Kreisformtests	71
4.5	Virtuelle Versteifung	75

4.5.1	Versuchsgestaltung und untersuchte Achsstellungen	76
4.5.2	Ergebnisse der achsindividuellen Steifigkeitsanalyse	78
4.6	Zusammenfassung und Einsatzfähigkeit	82
5	Externe Regelung mithilfe eines Stereo-Kameramesssystems	85
5.1	Grundlagen der Stereo-Kameramesstechnik	87
5.2	Messmarken für Stereo-Kamerasysteme.....	90
5.3	Stereo-Kamerasystem MoveInspect HF	91
5.4	AICON MoveInspect DPA-System	92
5.5	Sichtbarkeitsanalyse und Markenhalter-Entwicklung.....	93
5.6	Roboter-TCP-Einmessung und statische Genauigkeit	97
5.6.1	Einmessung des Markenhalters zum Roboter-TCP	97
5.6.2	Einmessung des Stereo-Kamerasystems zum Lasertracker	98
5.6.3	Genauigkeitsanalyse des Stereo-Kameramesssystems im Arbeitsraum	99
5.7	Statische Roboterposeregulation	101
5.8	Dynamische Roboterbahnregelung	105
5.8.1	Ansatz der externen achsbasierten Regelung eines Industrieroboters	108
5.8.2	Untersuchung der Bahngenauigkeit	111
5.9	Versuche zur Abdrängung unter externem Krafteinfluss.....	114
5.10	Analyse der praktischen Einsatzfähigkeit	117
6	Externe Regelung mithilfe eines Lasertracker-Systems	119
6.1	Grundlagen der Lasertracker-Messtechnik	119
6.2	Lasertracker-Systeme	123
6.3	Versuchsanordnung und Endeffektor-Design	125
6.3.1	Eingesetzte Bus-Systeme und Kommunikationsschnittstellen	127
6.4	Reglersynthese für die externe Führung in drei und sechs Freiheitsgraden.....	130
6.4.1	Aufbau einer Positionsregelung	130
6.4.2	Aufbau der achsbasierten Poseregulation	131
6.5	Untersuchung statischer und dynamischer Genauigkeit	131
6.5.1	Statische Absolutgenauigkeit am Punkteraster	132
6.5.2	Dynamische Bahngenauigkeit	135
6.6	Bahngenauigkeitsuntersuchung unter externen Krafteinflüssen	138
6.6.1	Sprungantwort auf einen externen Kraftsprung	138
6.6.2	Fräsversuch zur Ermittlung der prozesskraftbedingten Abdrängung	139
6.7	Genauigkeitsuntersuchung bei Erwärmung der Kinematik	141
6.7.1	Statische Abweichung durch Erwärmung des IR	145
6.7.2	Einfluss auf dynamische Kenngrößen	146
6.8	Zusammenfassung der Ergebnisse	148
7	Analyse und Vergleich der Messsysteme	151
7.1	Untersuchung der kompensierbaren Fehlereinflüsse	151
7.2	Betrachtung hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit.....	154

8 Zusammenfassung und Ausblick	157
Literaturverzeichnis.....	161
Abkürzungsverzeichnis.....	173
Formelzeichenverzeichnis.....	175
Abbildungsverzeichnis	181
Tabellenverzeichnis	185
A Anhang: Mathematische Grundlagen und Konventionen.....	187
A.1 Rotation und Translation.....	187
A.2 Homogene Transformation	188
A.3 Posedefinition.....	189

1 Einleitung

Der weltweite Bedarf nach neuen Passagierflugzeugen, insbesondere im asiatischen Raum, sorgt für volle Auftragsbücher bei den etablierten, quasi-monopolistischen Herstellern von Großflugzeugen AIRBUS und BOEING [Air2018a, Boe2018]. Die Vernetzung und verkehrstechnische Anbindung vieler kleinerer Großstädte führt zu einer Dezentralisierung des Flugverkehrs und steigert besonders die Nachfrage nach effizienten Mittelstreckenfliegern, wie dem *Airbus A320* oder der *Boeing 737* [Air2016]. Prognosen von AIRBUS gehen davon aus, dass sich die Anzahl der aktiven Verkehrsflugzeuge in den nächsten 20 Jahren mehr als verdoppeln wird. Gleichzeitig werden gut die Hälfte aller derzeitig einsatzfähigen Flugzeuge durch neuere Modelle ersetzt, sodass im Jahr 2037 sogar drei viertel aller dann eingesetzten Flugzeuge heute noch nicht produziert worden sind. In Zahlen bedeutet dies rund 37 000 neue Flugzeuge bis 2037 [Air2018b]. Diese stark steigende Nachfrage hat bereits heute zur Folge, dass die Neubestellungen die derzeitigen Fertigungskapazitäten übersteigen und bei gleichbleibenden Produktionsraten zu Auslieferungszeiten von bis zu 10 Jahren führen [Koth2018].

Aus diesen Zahlen wird deutlich, dass die derzeitigen Produktionsmöglichkeiten ausgebaut und die Fertigungsstrategien angepasst werden müssen, um die wachsende Nachfrage bedienen zu können. Gleichzeitig führt der steigende Kostendruck bedingt durch immer günstigere Flugtickets und andererseits die Verantwortung bezüglich des ökologischen Fußabdrucks bei den Herstellern zu einem Umdenken hinsichtlich der Effizienz der Flugzeuge. Neben der Weiterentwicklung und Wirkungsgradsteigerung der Triebwerke steht daher besonders die Gewichtsreduktion im Fokus. Diese wird seit etwa der Jahrtausendwende durch den konsequenten Einsatz von Leichtbaumaterialien vorangetrieben. Während primäre Strukturbauteile zunächst aus speziellen Aluminiumlegierungen gefertigt wurden, liegt der Fokus heute auf dem Einsatz von Verbundmaterialien, insbesondere auf der Verwendung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) [Hel2008]. Deutlich wird dies an dem aktuellen Materialeinsatz am *Airbus A350 XWB*, dargestellt in Bild 1.1.

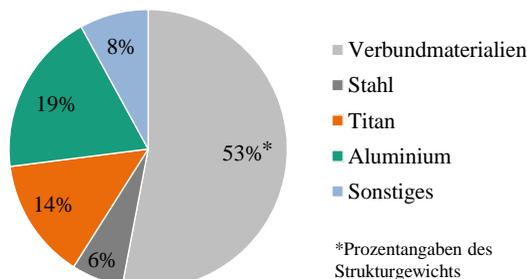


Bild 1.1: Materialeinsatz am Airbus A350-900 XWB (nach [Hel2008])

Anders stellt sich die Situation in der Automobilindustrie dar. Während bislang aufgrund von zusätzlichem Komfortgewinn lange Zeit eine stetige Zunahme des Fahrzeuggewichts festgestellt werden konnte, ist auch hier ein Trend zur Gewichts- und Kraftstoffeinsparung zu erkennen [Fuc2014]. Wo die Reduzierung des Strukturgewichts bisher hauptsächlich Sportwa-

gen vorbehalten war, um das Fahrverhalten positiv zu beeinflussen, sorgen aktuell primär gesetzliche Rahmenbedingungen zur CO₂-Einsparung für ein Umdenken bei den Automobilisten [Ehm2016]. Der wachsende Einsatz von Leichtbauwerkstoffen besteht hier jedoch hauptsächlich in der Substitution von Stahlbauteilen durch Aluminiumkomponenten, welche in modernen Oberklasse-PKWs bereits Spitzenanteile von 90 % erreichen [Kar2013] und maßgeblich zu einer Reichweitenerhöhung von Elektrofahrzeugen beitragen können [Eur2013]. Der Einsatz von Verbundwerkstoffen ist primär in nicht Crash-relevanten Bereichen, wie der Fahrzeugaußenhaut denkbar und spielen erst in der Zukunft in den Deformationsbereichen sowie der Sicherheitszelle im Karosseriekern eine relevante Rolle [Kar2013]. Eine Ausnahme bildet der *BMW i3*, bei welchem die Karosserie auch heute schon aus CFK-Komponenten gefertigt wird [Pas2013].

Der zunehmende Einsatz von Leichtbaumaterialien, wie Aluminium oder Faserverbundkunststoffen, erfordert von den Industrieunternehmen eine Anpassung der Fertigungsstrategien. Vor dem Hintergrund hoher Losgrößen bei gleichzeitig geringer Bauteilvarianz war bislang der Einsatz von spezialisierten Maschinen mit höchsten Genauigkeiten im Mikrometerbereich aufgrund der wiederholbaren Bearbeitungsaufgaben sinnvoll [DIS2011]. Durch steigende Bauteilvielfalt und einem Anstieg der benötigten Produktionsleistung, sowohl in der Luftfahrtbranche als auch in der Automobilindustrie, wird jedoch verstärkt der Bedarf nach flexiblen Produktionsanlagen für Leichtbaukomponenten und eine Abkehr von spezialisierten Sondermaschinen sichtbar [APE2013]. Ein zeitintensiver Schritt in der Produktion von Leichtbaustrukturen, insbesondere in der Luftfahrtindustrie, ist die Endbearbeitung der CFK-Bauteile. Der Haupteinsatz von Verbundmaterialien entfällt hier auf große Primärstrukturen wie Flügelschalen, Rumpfssegmente, Seiten- und Höhenleitwerke sowie auf viele mittelgroße Bauteile und Strukturelemente wie Landeklappen, Stringer und Spante [Hel2008]. Eine flexible Anpassung der Bearbeitungsstrategie oder Reaktion auf variable Bauteilgrößen ist aufgrund des derzeit eingesetzten Anlagenkonzepts von bauteilumschließenden Portalmaschinen nicht ohne weiteres möglich [Möl2011].

Aus diesem Grund wird der Einsatz von industriellen Gelenkarmrobotern als spanende Bearbeitungsmaschine vermehrt in Betracht gezogen [DIS2011, APE2013, Koth2018]. Der vergleichsweise geringe Anschaffungspreis, ein Verzicht auf spezielle Schwerlastfundamente sowie der im Vergleich zur Aufstellfläche große Arbeitsraum bieten eine preisgünstige und anpassungsfähige Alternative zu Bearbeitungszentren. Um die Bauteildimensionen von Flugzeuggroßstrukturen abzudecken, muss eine Erweiterung des Roboterarbeitsraums erfolgen. Dies kann einerseits bei flächigen Bauteilen durch den Einsatz von Linearachssystemen realisiert werden. Eine weitaus flexiblere Lösung stellt dagegen die Mobilisierung des Roboters durch Bewegungsplattformen dar [SKH2014, BöN2016]. So ist es mit diesem Ansatz möglich eine zeitparallele Bauteilbearbeitung mit mehreren baugleichen Systemen durchzuführen und die Durchlaufzeit entscheidend zu verringern [Koth2018].

Eine Umstellung des Produktionsbetriebs auf Industrieroboter (IR) ist allerdings nicht ohne weiteres möglich. Die vergleichsweise geringe Positioniergenauigkeit und Steifigkeit serieller Industrieroboter beschränkt den unmittelbaren Einsatz als Bearbeitungsmaschine auf wiederholbare Prozesse mit geringen Prozesskräften [Olo2015]. Da jedoch insbesondere in der Flugzeugbauteilfertigung hohe Varianzen bei der Herstellung auftreten, ist eine Einmessung und Anpassung der Bearbeitungsstrategie an die reale Geometrie jeden Bauteils notwendig

[Mei2011]. Dies erfordert im Umkehrschluss eine hohe Genauigkeit des Roboters im gesamten Arbeitsraum.

Für die Steigerung der Genauigkeit von Industrierobotern, insbesondere im Hinblick auf die Anwendung als Bearbeitungs kinematik, existieren diverse Ansätze und Verfahren, welche im Stand der Technik in Kap. 2.6 diskutiert werden. Den Vorgehensweisen ist themenübergreifend weitestgehend gemein, dass auf Basis von optimierten Modellen, Näherungsverfahren oder Kompensationsstrategien eine Genauigkeitssteigerung des Roboters erzielt werden soll. Dabei wird während der Bearbeitung auf den Einsatz zusätzlicher Sensorik verzichtet, um die Investitionskosten des Robotersystems nicht weiter zu erhöhen [Rös2014]. An dieser Stelle wird vernachlässigt, dass modellbasierte Kompensationsstrategien mit der Qualität des verwendeten Modells korrelieren und Nichtlinearitäten, wie Reibung oder Umkehreffekte in den Getrieben nur unzureichend modellierbar sind. Durch den Einsatz zusätzlicher interner und externer Messtechnik können auch solche und andere Phänomene unabhängig von der Entstehung detektiert und mit geeigneten Regelungsstrategien online kompensiert werden.

Ziel dieser Arbeit ist daher die Untersuchung unterschiedlicher messtechnischer Systeme zur Detektion von Positionier- und Bahnfehlern des Roboters und die Entwicklung geeigneter Steuerungs- und Regelungskonzepte zur Nutzung der zusätzlichen Messdaten für die Kompensation der Fehler zur Prozesslaufzeit. Aufbauend auf einer Untersuchung des Ursprungs und des Einflusses verschiedener Faktoren auf die Robotergenauigkeit werden drei unterschiedliche Messprinzipien vorgestellt. Diese lassen sich wiederum in die Bereiche der intern in den Industrieroboter verbauten und in externe Messsysteme untergliedern. Systemunabhängig stehen dabei Untersuchungen der erreichbaren Robotergenauigkeiten mit und ohne zusätzliche Messtechnik im Vordergrund. Eine Untersuchung der kompensierbaren Fehlereinflüsse, der Vergleich der Messsysteme untereinander sowie eine Wirtschaftlichkeitsbetrachtung finalisieren die Arbeit und geben einen Ausblick auf die praktische Einsatzfähigkeit von Industrierobotern mit zusätzlicher Messtechnik für die Bearbeitung von Leichtbauwerkstoffen.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

Mit dem Ziel der Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern und dem Fokus auf der Bearbeitung von Flugzeuggroßstrukturen werden im Stand der Wissenschaft und Technik zunächst die Randbedingungen der Flugzeugproduktion, insbesondere in Hinblick auf die Fertigung und Bearbeitung von primären Strukturelementen, untersucht. Aus diesen Anforderungen wird die derzeitige Einsatzfähigkeit von Industrierobotern als Bearbeitungsmaschine beleuchtet und auf allgemeine Grundlagen von Industrierobotern eingegangen. Im Mittelpunkt stehen dabei der typische kinematische Aufbau von industriell eingesetzten Robotern sowie deren Eigenschaften bezüglich Leistungskenngrößen, Einflussfaktoren auf die Genauigkeit und heutige Optimierungsansätze. Insbesondere die Genauigkeitskenngrößen dienen in dieser Arbeit als wichtiges Gütekriterium für die Evaluierung und qualitative Bewertung der unterschiedlichen Optimierungsansätze mithilfe zusätzlicher Messtechnik. Die Messprinzipien und der Stand der Technik der Messmittel werden separat in den jeweiligen Kapiteln behandelt.

2.1 Rahmenbedingungen der Flugzeugbauteilfertigung

Um die dringend benötigte Produktions- und Ratensteigerung in der Flugzeugfertigung zu erreichen, sind Automatisierungslösungen in der gesamten Fertigungskette von der Bauteilherstellung bis zur Endbearbeitung und Lackierung notwendig. Gleichzeitig liegt der Fokus der Luftfahrtindustrie auf einer stetigen Verringerung des Strukturgewichts, um Treibstoffverbrauch und Emissionen zu reduzieren. Ein wichtiger Schritt ist dafür der konsequente Einsatz von Bauteilen in Integral- oder Teilintegralbauweise, um unnötige Fügestellen und Überlappungen zu vermeiden [Kle2001]. Gleichzeitig führt integrale Bauteilauslegung im Flugzeugbau zu entsprechenden Bauteilgrößen, insbesondere bei Flügelschalen und Stützsegmenten wie Stringern oder Spanten, welche oft Längen von über 30m erreichen und damit die Dimensionen und Arbeitsräume der bauteilumschließenden Produktions- und Bearbeitungsmaschinen definieren [Hen2000]. Das größte Einsparpotential liegt in der durchgängigen Verwendung von CFK-Komponenten in den Strukturbauteilen. Aktuell wird bereits rund ein Drittel des weltweit produzierten CFKs in der Luft- und Raumfahrtindustrie eingesetzt und findet vor allem in Großraumjets von AIRBUS und BOEING mit bis zu 50% Anteil am Strukturgewicht verbreitete Anwendung [LEB2012, Hol2014].

Der zunehmende Einsatz von Faserverbund-Leichtbaumaterialien erfordert auch eine Anpassung der Fertigungs- und Bearbeitungsstrategien. Nach HELLARD lässt sich die Fertigungskette großer, flächiger CFK-Bauteile aus vorimprägnierten, textilen Faser-Matrix-Halbzeugen (engl. Prepreg) in die folgenden acht Schritte unterteilen [Hel2008]:

1. Säuberung und Vorbereitung der Negativform
2. Automatisches Tapelegen der Faserpakete
3. Integration von sekundären Strukturbauteilen, wie Stringern und Spanten
4. Vakuuminfusion der Kunststoffmatrix
5. Aushärten des Bauteils im Autoklaven

6. Qualitätssicherung mit NDT-Verfahren
7. Maschinelle Endbearbeitung
8. Lackieren und Trocknen

In Hinblick auf den Automatisierungsgrad ist zu beachten, dass lediglich die Punkte 2, 6, 7 und mit Einschränkungen auch Punkt 8 derzeit automatisiert oder teilautomatisiert durchgeführt werden. Dennoch ist auch in diesen Schritten der manuelle Ein- und Umrüstvorgang entlang der Fertigungskette erheblich [Koth2018], sodass der gesamte Durchlauf zur Herstellung eines Großstrukturbauteils bei bis zu 50 Tagen liegt [Mei2011]. Aufgrund der Bauteildimensionen werden für die automatisierte Bauteilherstellung außerdem Maschinen benötigt, welche entsprechend dimensionierte Arbeitsräume bieten. Aufgrund der schichtweisen, horizontalen Tapeablage von Prepreg-Materialien kommen dafür nach MEINERS hauptsächlich Portalanlagen in Gantry- oder Traversenbauweise zum Einsatz [Mei2011]. Im Gegensatz zu mittelgroßen, im RTM-Verfahren¹ hergestellten Bauteilen mit hoher Endkonturgüte, ist bei Großbauteilen aus Prepreg, wie Seitenleitwerks- oder Flügelschalen eine anschließende mechanische Nachbearbeitung zwingend notwendig.

Die mechanische Endbearbeitung von CFK-Großstrukturen stellt besondere Ansprüche an den Maschinenbau, die Werkzeugauswahl und die Bearbeitungsstrategien. Die großen Bauteildimensionen bei gleichzeitig hohen Ansprüchen an geringe Fertigungstoleranzen erfordern Sondermaschinen mit entsprechenden Arbeitsräumen, einer steifen Struktur mit Spezialfundamenten und variablen Aufspannvorrichtungen. Hier kommen, je nachdem, ob das Bauteil horizontal oder vertikal aufgespannt werden kann, bevorzugt 5-Achs-CNC-Maschinen in Portal- oder Fahrständerbauweise zum Einsatz [Mei2011]. Für eine möglichst effiziente Bearbeitung gibt es diverse Ansätze für Sondermaschinen, wie die Systeme ECOSPEED und ECO-LINER, welche durch den Ansatz parallelkinematisch geführter Frässpindeln hohe Vorschubgeschwindigkeiten erreichen können [Hen2000]. Die klassischen Maschinenkonzepte bestehen derweil aus CNC-Steuerungen und 5-Achs-Kinematiken mit einer Hochleistungsfrässpindel. Da die Wertschöpfungskette der Bauteile zum Zeitpunkt der Endbearbeitung bereits sehr weit fortgeschritten ist – dies bedeutet je nach Bauteil einen effektiven Wert von 50 000 € bis 2 000 000 € – ist eine qualitativ hochwertige, sichere Bearbeitung essentiell. Für die Auswahl der Fräswerkzeuge und der Werkzeughersteller bedeutet dies Qualifizierungszeiten von bis zu 5 Jahren und eine fortwährende Weiterentwicklung der PKD- und VHM-Werkzeuge, um mit der gleichzeitig voranschreitenden Bauteilentwicklung und hohen Abrasivität des Werkstoffs CFK Schritt zu halten [IMK2017]. Bei der aktuell hauptsächlich angewendeten Trockenbearbeitung von CFK-Bauteilen ist darüber hinaus eine leistungsstarke Absaugung der Frässtäube notwendig, um die Prozesssicherheit und Arbeitssicherheit für die Werker zu gewährleisten.

Dies sind unter anderem Gründe, weshalb sich neben der Fräsbearbeitung das Abrasivwasserstrahlschneiden etabliert hat. Der kinematische Grundaufbau von 5-Achs-Wasserstrahlanlagen ähnelt dabei der maschinellen Fräsbearbeitung, nur dass im Maschinenbett ein Auffangbecken

¹ RTM steht für „Resin Transfer Molding (Spritzpressverfahren) und beschreibt die Bauteilherstellung durch die Ablage von trockenen Faserlegen in ein formgebendes Werkzeug, die anschließende Injektion von Harz und die abschließende Werkzeugaufheizung und -aushärtung des Bauteils.

vorgesehen werden muss und der Endeffektor durch einen Wasserstrahlkopf mit Catchersystem ersetzt wird. Insbesondere bei der Umrisssbearbeitung können damit die Bearbeitungszeiten gegenüber vergleichbaren Fräsanlagen um bis zu 45 % gesenkt und gleichzeitig die Kosten reduziert werden [Mei2011]. Um die Bauteilaufspannung zu schützen, muss der Wasserstrahl nach Austritt aus dem Bauteil durch mitgeführte Catcher aufgefangen werden, welche die Anwendung der 5-Achs-Wasserstrahltechnik maßgeblich auf die Konturbearbeitung beschränken. Ebenso ist es aufgrund prozessbedingter Einschränkungen wie Rillennachlauf oder konischer Schnittkanten nicht möglich hochpräzise (Pass-)Bohrungen in das Bauteil einzubringen. Aus diesem Grund existieren bereits Maschinenkonzepte, bei denen auf der y-Achse der Anlage ergänzend eine Pinole mit einem Bohr- und Fräseneffektor eingesetzt wird [Mei2011, Möl2011]. So ist es möglich die Umrisssbearbeitung mit effizienter Wasserstrahltechnologie durchzuführen und das nachträgliche Einbringen von Taschen oder Bohrungen durch den Fräseneffektor vorzunehmen, ohne das Bauteil umspannen zu müssen.

Der bislang geringe Einsatz von seriellen Robotern in der Flugzeugfertigung hat vielfältige Gründe. Zum einen ist die Genauigkeit von Standardrobotern für die Toleranzen in der Luftfahrtindustrie ohne zusätzliche Hilfsmittel nicht ausreichend; zum anderen ist der Arbeitsraum in vielen Fällen zu klein, um Großstrukturen bearbeiten zu können. Mittelgroße Bauteile hingegen, für welche der Arbeitsraum von großen 6-Achs-Gelenkrobotern genügen würde, werden oftmals im RTM-Verfahren gefertigt und benötigen nur noch geringe Nachbearbeitungen [Mei2011]. Eine Übersicht von Anwendungsgebieten für Industrieroboter, insbesondere in Bezug zur Luftfahrtindustrie, gibt das folgende Kap. 2.2.

2.2 Definition und Einsatz von Industrierobotern

Mitte des 20. Jahrhunderts wurden erstmals Maschinen eingesetzt, welche automatische Bewegungsabläufe durchführen konnten, um einfache Handhabungsaufgaben zu übernehmen. 1955 wurde von der US-amerikanischen Firma *Planet Corporation* erstmals ein hydraulisch betriebener Roboter industriell eingesetzt, der in der Lage war, 25 verschiedene, programmierbare Bewegungen auszuführen [Hes2010]. Im selben Jahr entwickelten JACQUES DENAVIT und RICHARD S. HARTENBERG erste mathematische Modelle zur Beschreibung kinematischer Ketten, die noch heute Verwendung finden [DeH1955]. Diese Entwicklungen bildeten die Basis für künftige, industrielle Roboterentwicklung und wurden zur Unterscheidung von einfachen Manipulatoren und humanoiden Robotern in verschiedenen Normen und Richtlinien definiert. Die mittlerweile zurückgezogene VDI-Richtlinie 2860 definiert Industrieroboter wie folgt:

„**Industrieroboter** sind universell einsetzbare Bewegungsautomaten mit mehreren Achsen, deren Bewegungen hinsichtlich Bewegungsfolge und Wegen bzw. Winkeln frei (d.h. ohne mechanischen Eingriff) programmierbar und gegebenenfalls sensorgeführt sind. Sie sind mit Greifern, Werkzeugen oder anderen Fertigungsmitteln ausrüstbar und können Handhabungs- und/oder Fertigungsaufgaben ausführen.“ ([VDI2860], S.2)

Diese Definition wird in dem *Wörterbuch* der EN ISO 8373:1996 aufgegriffen und bezüglich der Mindestzahl an beweglichen Achsen spezifiziert. Demnach gilt als Industrieroboter ein

„Automatisch gesteuerter, **frei programmierbarer** [.] **Mehrzweckmanipulator** [.] der in drei oder mehr **Achsen** [.] programmierbar ist und zur Verwendung in der Automatisierungstechnik entweder an einem festen Ort oder beweglich angeordnet sein kann. [.] Der Roboter enthält den Manipulator (einschließlich Aktuatoren) [und, d. Verf.] die Steuerung (Hardware und Software).“ ([ISO8373], S.15)

Hinzu kommt in dieser Definition der Einbezug der Steuerung in das System „Roboter“. Industrieroboter können in verschiedensten Anordnungen von Schub-, Rotoid- und Drehgelenken vorliegen und werden in der EN ISO 8373 [ISO8373] je nach Gelenkkombination oder resultierendem Arbeitsraum als kartesischer, zylindrischer, Polar-, Pendular-, Parallel-, SCARA-, Spine- oder Gelenkroboter bezeichnet. Letztere stellen – insbesondere in der Ausführung mit sechs Drehachsen – aufgrund ihrer Flexibilität und ihres – im Verhältnis zur Aufstellfläche – recht großen Arbeitsraums, die Mehrheit der heute verwendeten Industrieroboter dar [Luc2018].

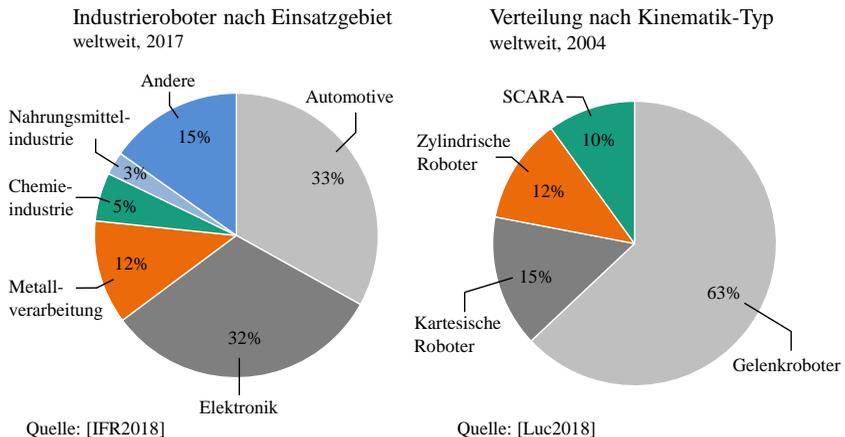


Bild 2.1: Übersicht der Einsatzgebiete von Industrierobotern [IFR2018] und Verteilung nach Kinematik-Typ [Luc2018]

In der Verteilung nach Kinematik-Typ in Bild 2.1 fehlt in der Darstellung der mittlerweile stark wachsende Markt der Parallelroboter, insbesondere Delta-Roboter für schnelle Pick-and-Place-Anwendungen. Am Beispiel China hat sich der Anteil von Parallelrobotern zwischen 2012 und 2017 schätzungsweise verdoppelt und einen Marktanteil von 2,6% erreicht [IHS2014]. Dies ist vor allem auf die zunehmende Automatisierung der Elektronik-Industrie in China und ganz Asien zurückzuführen, welche mittlerweile neben der Automobilindustrie gut ein Drittel aller Roboteranwendungen ausmacht [IFR2018]. Dennoch wird der Hauptanteil industrieller Roboteranwendungen durch Gelenkarmroboter verrichtet. Dies liegt unter anderem an der Flexibilität und Variabilität des Aufbaus von 6-Achs-Gelenkrobotern. Durch unterschiedliche Dimensionierung der Strukturelemente können unterschiedlichste Reichweiten und Traglasten realisiert werden. Hauptaufgaben dieser Roboter sind unter anderem die Handhabung von Werkstücken, das Sortieren, Palettieren und Lackieren, das Setzen von Schweißpunkten und einfache Montageaufgaben [Hes2010, ABF2011]. Diese Anwendungen

benötigen in der Regel lediglich eine hohe Wiederholgenauigkeit (vgl. Kap. 2.4.1), da die Aufgaben reproduzierbar und einfach programmierbar sind. Entsprechend niedrig lag bislang der Entwicklungsschwerpunkt der Roboterhersteller auf Parametern wie der Bahngenaugigkeit oder der absoluten Positioniergenauigkeit im Raum. Neben der im Vergleich zu Werkzeugmaschinen geringen Steifigkeit ist dies einer der Hauptgründe, weshalb 6-Achs-Roboter selten für Bearbeitungsaufgaben eingesetzt wurden [ABF2011]. In den vergangenen Jahren und mit Steigerung der Bahngenaugigkeit sind Industrieroboter für die spanende Fertigung sehr interessant geworden. Der vergleichsweise große Arbeitsraum und die geringeren Investitionskosten gegenüber Werkzeugmaschinen führen besonders bei leicht zerspanbaren Materialien, wie Holz, Schaumstoffen, Leichtmetallen oder Verbundmaterialien zu einem Umdenken in der fertigen Industrie [RöZ2013, Rös2014, Puz2011].

Unter anderen stellen DENKENA [DIS2011], PUZIK [Puz2011], DEVLIEG [Dev2011], ABELE [APE2013], RÖSCH [RöZ2013] HERMANN [HER2014], ZAPKE [Zap2014] und EHM [Ehm2016] unterschiedliche Konzepte für Bearbeitungsroboter vor. Übereinstimmend ist dabei die Verwendung konventioneller (Schwerlast-)6-Achs-Roboter, welche durch zusätzliche Algorithmen, Kompensationsstrategien oder Strukturoptimierungen in ihrer Genauigkeit verbessert werden sollen, um präzise Bearbeitungsaufgaben prozesssicher durchführen zu können (vgl. auch Kap. 2.6).

In der Luftfahrtindustrie ist die Anwendung von 6-Achs-Bearbeitungsrobotern derzeit eher noch die Ausnahme. Erste Einsatzmöglichkeiten finden sich unter anderem bei Entgratvorgängen von Bohrlöchern für z. B. luftfahrtrelevante Hydrauliksysteme [Pis2015]. Immer häufiger werden Gelenkroboter auch für Bohr-Niet-Anwendungen eingesetzt, bei denen der Roboter nur die Positionierung übernimmt und ein Bohr-Niet-Endeffektor über Vorschubeinheiten die automatisierte Bearbeitung vollzieht [Der2006, Dev2011]. Ein Beispiel einer kompletten Eigenentwicklung ist die Anlage *Power RACe* von BROETJE, bei der neben dem Bohr-Nietkopf auch eine eigene 6-Achs-Kinematik entwickelt wurde, welche zusätzlich auf einer fahrbaren Plattform montiert ist, um den Arbeitsraum zu erweitern [Dil2017].

Generell wird eine zunehmende Mobilisierung von Industrierobotern in der Luftfahrtindustrie angestrebt, da die Dimensionen von Flugzeuggroßstrukturen den Arbeitsraum herkömmlicher 6-Achs-Robotern überschreiten. Ein kommerzielles Beispiel ist das Produkt *KMR Quantec* von KUKA bei dem ein konventioneller 6-Achs-Roboter auf einer akkubetriebenen, omnidirektional beweglichen Plattform montiert wird und so auf allen zugänglichen Hallenflächen einsetzbar ist [Kuk2017]. Ähnliche Wege gehen die öffentlich geförderten Forschungsprojekte PROSIHP II: „*Flexible Präzisionsbearbeitung von CFK-Großstrukturen mit Industrierobotern*“ [BöN2016, SKH2014] und MBFAST18: „*Mobile Bearbeitung von Faserverbundstrukturen 2018*“ [SKB2017], in welchen speziell Fräsroboter oder Fräsvorrichtungen mobilisiert wurden, um den Roboterarbeitsraum zu erweitern. Das Ziel ist die komplette autonome Lokalisierung und Navigation der Bewegungsautomaten in der Fabrik der Zukunft und eine Umkehr des Gedankens, dass das Bauteil zur Maschine kommen muss. Durch den Einsatz mobiler Bearbeitungseinheiten ist bei vertikaler Bauteilaufspannung die Bauteillänge für diese Systeme kein begrenzender Faktor mehr.

2.3 Systemaufbau eines 6-Achs-Industrieroboters

Bei 6-Achs-Industrierobotern handelt es sich um Gelenkroboter mit sechs Drehgelenken, auch Achsen (A) genannt. Diese Namensgebung ist streng genommen nicht eindeutig, da auch Hexapoden aus der Familie der Parallelkinematiken sechs (Schub-)Achsen aufweisen. Dennoch hat sich der Begriff bei den großen Roboterherstellern und in der Industrie eingebürgert. Die Achsen sind in einer seriellen kinematischen Kette durch Strukturelemente verbunden und bilden gemeinsam mit der Steuerung und dem Endeffektor ein Robotersystem [ISO8373]. Der Einsatz von sechs Achsen erlaubt das Anfahren von identischen Zielposen (Definition siehe Anhang A.3) im Arbeitsraum mit verschiedenen Achsstellungen. Dies führt einerseits zu flexiblen Möglichkeiten bezüglich Kollisionsvermeidung und optimaler Bahnfindung, bedeutet gleichzeitig aber auch eine Überbestimmtheit zur Berechnung der kinematische Rückwärts-Transformation und Bestimmung der Einzelachswinkel aus einer gegebenen Pose [Wol2012]. Aufgrund der Achsanordnungen kann es darüber hinaus zu Singularitäten kommen, in denen eine minimale Positionsänderung im Raum zu einer vollständigen Drehung einer Achse führen würde. Dies ist dann der Fall, wenn zwei Drehachsen im Zuge einer Bahnfahrt identisch sind. Jedoch können Singularitäten durch die zusätzliche Achse und mit entsprechender Vorausplanung der Bahn umfahren werden. In der Regel werden die drei Hauptachsen für die Positionierung im Raum genutzt, während die Handgelenksachsen vier bis sechs für die Orientierung genutzt werden [Ehm2016]. Der kinematische Aufbau eines 6-Achs-Roboters sowie typische Namensgebungen für Koordinatensysteme (KS) sind in Bild 2.2 dargestellt.

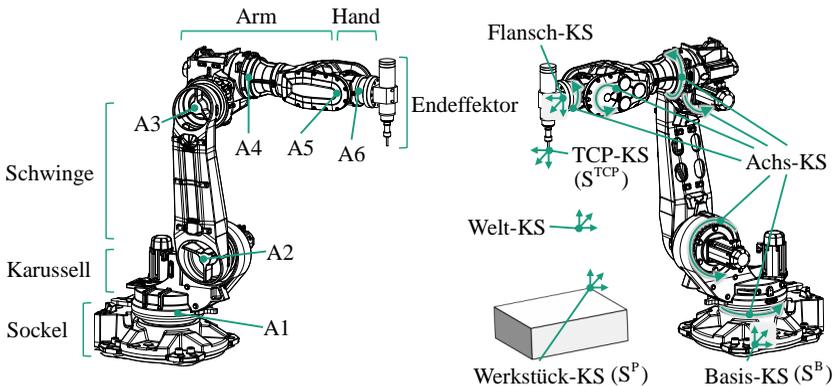


Bild 2.2: Systemaufbau eines 6-Achs-Roboters und typische Koordinatensysteme

Wichtigster Bezugspunkt eines Industrieroboters ist der Werkzeugmittelpunkt oder *Tool Center Point* (TCP). Dieser stellt den Angriffspunkt des gewählten Endeffektors dar. Wird kein Endeffektor verwendet, befindet sich der TCP zumeist im Flansch-Koordinatensystem auf der Drehachse A6. Im Fall einer montierten Drehspindel beschreibt der TCP die Spitze des eingesetzten Werkzeugs. Wird zusätzlich die Orientierung des Werkzeugs festgelegt, erhält man das TCP-Koordinatensystem. Die Einmessung der Lagebeziehung des Werkzeugs in Bezug zum Flansch-Koordinatensystem ist ein essentieller Schritt für die Verwendung des Werkzeugs zur Pfadgenerierung in der Robotersteuerung. Aus diesem Grund werden seitens der

Roboterhersteller bereits gängige, einfache Methoden der Tooleinmessung, wie die 4-Punkt- oder XYZ-Methode, in der Steuerung bereitgestellt [Koth2018].

Neben dem TCP- und dem Flansch-KS gibt es weitere wichtige Roboterkoordinatensysteme, welche in dieser Arbeit mit „S“ gekennzeichnet werden, gefolgt von einer hochgestellten Kurzform des Koordinatenursprungs (Beispiel Basis-Koordinatensystem: S^B). Zwischen den unterschiedlichen Koordinatensystemen des Roboters und der Umgebung ist mithilfe von homogenen Transformationen eine Beschreibungsmöglichkeit der gegenseitigen Lagebeziehung gegeben (s. Anhang A.2). Die aktuelle Pose des Flansch-KS wird in der Robotersteuerung oftmals im Bezug zu den Basiskoordinaten des Roboters angegeben. Werden zusätzliche Endeffektoren, wie z. B. Drehspindeln installiert, so wird oft auch das Werkzeug- oder TCP-KS verwendet. Soll darüber hinaus eine Bahnprogrammierung relativ zu einem Bauteil geschehen, kann auch ein Werkstück-KS verwendet werden. Für die Bahnplanung des Roboters ist die Wahl des aktiven Koordinatensystems aufgrund bekannter Transformationsbeziehungen irrelevant. Dieses dient vornehmlich dem intuitiven Verständnis der aktuellen Roboterpose für den Bediener.

2.4 Definition von Leistungskenngrößen bei Industrierobotern

Wenn bei Werkzeugmaschinen von Genauigkeit gesprochen wird, so ist damit in der Regel eine geometrische Genauigkeit ohne Belastung der Maschine durch Anbauten oder den Prozess gemeint. In der DIN ISO 230-1 [DIN230-1] werden Prüfregeln zur geometrischen Analyse für Werkzeugmaschinen beschrieben, welche spanende Bearbeitungen durchführen. Unter dieser Norm könnten auch Industrieroboter für die spanende Bearbeitung behandelt werden. Allerdings ist die Anwendung der Norm aus mehreren Gründen nicht sinnvoll. Der kinematische Aufbau von Werkzeugmaschinen basiert in der Regel auf kartesisch unabhängigen Achsen, während insbesondere 6-Achs-Roboter über Drehgelenke verfügen und als serielle Kinematik ausgeführt werden. Die mathematische Modellbildung und kinematische Vorwärts- und Rückwärtstransformation zwischen Basis und TCP sind daher bei Robotern aufwendiger als bei kartesischen Werkzeugmaschinen. Des Weiteren existiert eine starke Poseabhängigkeit bei der Bestimmung von Genauigkeiten im Arbeitsraum. Extreme Stellungen, welche in der Nähe von Singularitäten auftreten oder sich im Randbereich des Roboterarbeitsraums befinden, weisen zumeist größere Abweichungen auf als Stellungen im Zentrum des Roboterarbeitsraums. Diese Umstände werden von der DIN ISO 230-1 [DIN230-1] nur unzureichend berücksichtigt.

Eine qualitative Charakterisierung von Bearbeitungsrobotern wird daher in dieser Arbeit auf Basis der DIN ISO 9283 [ISO9283] durchgeführt. Diese sieht Leistungskenngrößen und die dazugehörigen Prüfmethoden explizit für Industrieroboter vor, um Roboter unterschiedlicher Hersteller miteinander vergleichbar zu machen und Kenngrößen festzulegen. Dabei wird in der Norm darauf hingewiesen, dass der Anwender die Leistungskenngrößen entsprechend seiner Anwendung auswählt und keine vollständige Erfassung aller Größen notwendig ist. Die Norm weist darauf hin, dass sämtliche Kenngrößen ermittelt werden, während der Roboter 100% seiner Nennlast trägt und mit 100% seiner Nenngeschwindigkeit fährt. Dies ist insbesondere für den Vergleich von Robotern gleicher Traglast und Größe interessant. Bei einem

Fräsröbter treten diese Zustände jedoch in der Regel nicht ein, da die maximale Traglast des R6b6ters ein Vielfaches der zu erwartenden Prozesskraft aufweisen sollte und die Bahngeschwindigkeit an den Bearbeitungsprozess angepasst ist. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit bei der Bestimmung der Kenngr6ben der Fräsr6b6ter lediglich die Last der Werkzeugspindel und in entsprechenden Fäll6n eine simulierte Fräskraft als maximale Last verwendet. Die wichtigsten und in dieser Arbeit verwendeten Kenngr6ben werden der Norm entsprechend in Bild 2.3 vorgestellt.

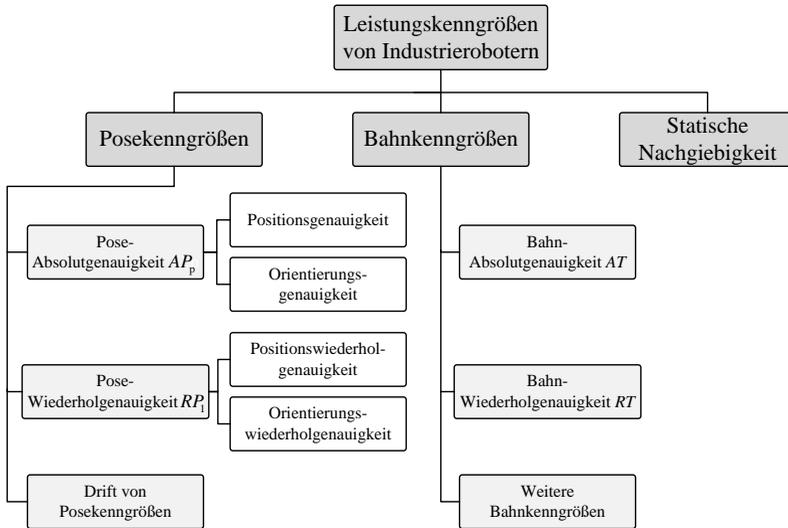


Bild 2.3: Leistungskenngr6ben von Industrier6b6tern nach [ISO9283] und [Wei2008]

Grundsätzlich wird zwischen statischen Posekenngr6ben und dynamischen Bahnkenngr6ben unterschieden. Hinzu kommt als optional zu betrachtender Parameter die statische Nachgiebigkeit der Kinematik.

2.4.1 Posekenngr6ben nach ISO 9283

Gemäß der Definition aus Anhang A.3 beschreibt eine Pose den Lagebezug zweier Koordinatensysteme. In der Robotik ist dies zumeist die Position und Orientierung des Roboter-TCP, dargestellt im Roboterbasis- oder Bauteilkoordinatensystem. Aus diesem Grund bietet sich eine Genauigkeitsanalyse anhand von Soll- und Istposen im Arbeitsraum des Roboters an. Unterschieden wird dabei zwischen Absolut- und Wiederholgenauigkeit (Bild 2.4a). Für die Qualifizierung der Absolut- und Wiederholgenauigkeit wird in der ISO 9283 ein würfelförmiger Arbeitsraum mit 5 diagonal verteilten Posen vorgegeben (Bild 2.4b). Diese Sollposen werden sequentiell angefahren und Istposen durch ein unabhängiges externes Messsystem aufgenommen. Ein Vergleich von Soll- zu Istposen ermöglicht eine über Hersteller und Roboterarten hinweg unabhängige Genauigkeitsanalyse.

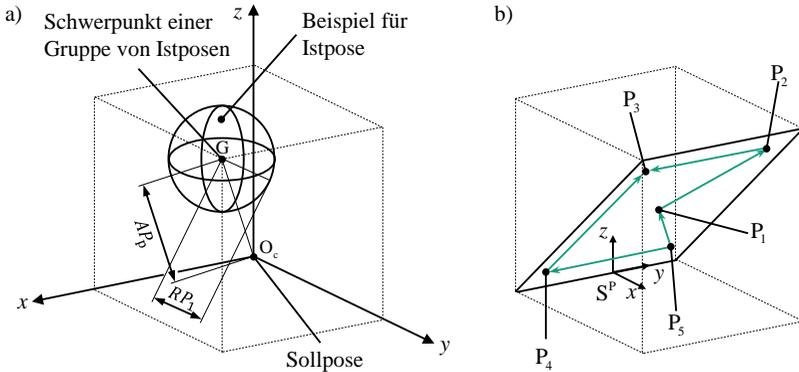


Bild 2.4: a) Darstellung der Absolutgenauigkeit AP_p und der Wiederholgenauigkeit RP_i ; b) Sollposen für die Bestimmung der Genauigkeitskenngrößen im Bauteilkoordinatensystem (nach [ISO9283])

Absolutgenauigkeit

Die Absolutgenauigkeit oder Pose-Genauigkeit AP_p beschreibt die Differenz zwischen einer nominellen Sollpose, die der Roboter anfahren soll und dem Mittelwert von Istposen, welche aus derselben Richtungen angefahren werden [Bey2004, Bon2004]. In der [ISO9283] wird ein 30maliges Anfahren von 5 Posen aus identischer Anfahrrichtung im Arbeitsraum des Roboters vorgegeben, aus deren Mittelwerten sich die Gesamtabsolutgenauigkeit ergibt. In manchen Quellen wird ein multidirektionales Anfahren der Sollpose empfohlen, um etwaige Umkehr-effekte und Richtungsabhängigkeiten der Roboterkinematik zu berücksichtigen [Bey2004]. Dies ist in der Norm jedoch derzeit nicht vorgesehen.

Die Absolutgenauigkeit kann in die Positionsgenauigkeit und die Orientierungsgenauigkeit untergliedert werden. Die Positionsgenauigkeit beschreibt die Differenz der Translationsterme einer Sollpose und dem Schwerpunkt aller angefahrenen Istposen gemäß:

$$AP_p = \sqrt{(\tilde{x} - x_c)^2 + (\tilde{y} - y_c)^2 + (\tilde{z} - z_c)^2}, \text{ mit} \quad (2.1)$$

$$\tilde{t} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n t_i, \quad t \in \{x, y, z\}.$$

Dabei gilt:

x_c, y_c, z_c : Koordinaten der Sollpose

x_i, y_i, z_i : Koordinaten der i -ten Istpose

$\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z}$: Koordinaten des Mittelwerts aller Istposen nach n -maligem Anfahren

Die Orientierungsgenauigkeit ist analog die Differenz der Orientierungsterme der Sollpose und dem Schwerpunkt der Ist-Orientierung.

Wiederholgenauigkeit

Die Wiederholbarkeit oder Pose-Wiederholbarkeit RP_1 beschreibt die gemittelte durchschnittliche Verteilung von n angefahrenen Istposen um die Sollpose. Die erfassten Messdaten für eine Absolutgenauigkeitsmessung können auch hier verwendet werden, da die ISO 9283 ebenfalls 30 Anfahrten der Sollpose aus derselben Richtung vorschreibt. Die Wiederholgenauigkeit einer gegebenen Pose ergibt sich dann aus dem Radius einer Kugel, deren Mittelpunkt der Schwerpunkt aller Istposen ist. Der Radius berechnet sich mit

$$\begin{aligned}\tilde{l} &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n l_i, \\ l_i &= \sqrt{(\tilde{x} - x_i)^2 + (\tilde{y} - y_i)^2 + (\tilde{z} - z_i)^2} \text{ und} \\ \sigma_1 &= \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\tilde{l} - l_i)^2}{n-1}},\end{aligned}\tag{2.2}$$

zu

$$RP_1 = \tilde{l} + 3\sigma_1\tag{2.3}$$

Mit der Beschreibung für Absolut- und Wiederholgenauigkeit existieren Gütekriterien, welche in den Produktdatenblättern der Roboterhersteller sinnvoll sind. Während die Positionswiederholbarkeit oftmals angegeben wird, werden insbesondere die für die Bearbeitung wichtige Absolut- und Bahngenauigkeiten nur selten aufgeführt [ABB2015b, Kuk2016a]. Da Industrieroboter heutzutage größtenteils in geteachten Anwendungen, wie Pick-and-Place oder Schweißprozessen eingesetzt werden, bei denen weitestgehend die Wiederholgenauigkeit entscheidend ist, fällt das Interesse der Kunden an absoluten Kenngrößen gering aus [Mat2007, Gui2008, IFR2018]. Dies wird sich zukünftig mit zunehmender Anzahl von via CAD/CAM offline erstellten Roboterprogrammen ändern, da hier beide Genauigkeitskenngrößen interessant sind. Den Zusammenhang zwischen Absolut- und Wiederholgenauigkeit zeigt Bild 2.5.

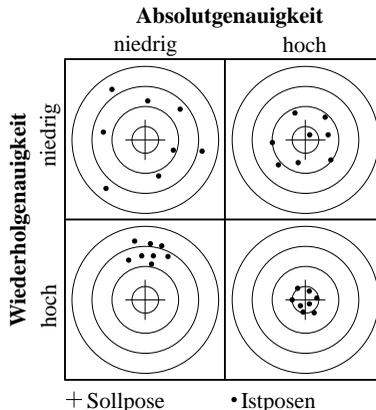


Bild 2.5: Zusammenhang zwischen Absolut- und Wiederholgenauigkeit

Drift von Posekenngrößen

Die Drift von Posekenngrößen wird interessant, wenn es aufgrund langer Betriebsabläufe unter hoher Last zu einer Erwärmung der Roboterkinematik kommt. Aufgrund der thermischen Ausdehnung der Armelemente, Lager und Getriebe kommt es zu einer Abweichung des TCP von seiner nominellen Lage. In der ISO 9283 wird die Drift der Pose-Absolutgenauigkeit dAP ermittelt, indem die Differenz der Pose-Genauigkeit im Kaltzustand des IR mit der Pose-Genauigkeit im thermisch stabilen Zustand nach mehreren Stunden eines definierten Verfahrenszyklus gebildet wird [ISO9283]. Exemplarisch gilt für die Positionsdrift

$$dAP_p = \|AP_{t=1} - AP_{t=T}\|_2. \quad (2.4)$$

Für die Drift der Positions-Wiederholgenauigkeit dRP_p gilt entsprechend

$$dRP_p = \|RP_{t=1} - RP_{t=T}\|_2. \quad (2.5)$$

Die Norm gibt dabei einen Versuchsablauf vor, bei dem alle Gelenke des Roboters 70 % ihres vollen Bewegungsbereichs unter Höchstgeschwindigkeit bewegen sollen, bis ein thermisch stabiler Zustand T erreicht ist. Die anzulegende Last soll dabei 100 % der Nennlast des Roboters betragen.

Der Ansatz in der Norm geht dabei von einer konstanten Umgebungstemperatur aus und zieht eventuelle Schwankungen der Hallentemperatur – zum Beispiel Tag- und Nachtzyklen – nicht in Betracht.

2.4.2 Bahnkenngrößen nach ISO 9283

Bahnkenngrößen dienen der Beschreibung der Roboter Genauigkeit während einer Bewegung. Bei Pick-and-Place-Anwendungen sind Bahngenauigkeitskenngrößen – ebenso wie die Absolutgenauigkeit – von untergeordneter Wichtigkeit, da es dort primär auf ein schnelles, wiederholgenaues Positionieren ankommt und meist Joint-Befehle² eingesetzt werden. Bei Bearbeitungsvorgängen ist jedoch die Bahntreue der Maschine ein essentielles Gütekriterium für das Erreichen einer hohen Bauteilqualität oder das Einhalten von Toleranzen. Dennoch wird auch bei explizit für die Bearbeitung vorgesehenen Industrierobotern oftmals auf eine Angabe von Bahnkenngrößen verzichtet. Dies hat in der Regel politische und werbetechnische Gründe, da die Bahngenauigkeitskenngrößen häufig um Größenordnungen schlechter ausfallen als Posekenngrößen [Rös2014].

Die Bahngenauigkeit wird ebenfalls wie in Bild 2.3 dargestellt in eine Bahn-Absolutgenauigkeit und eine Bahn-Wiederholgenauigkeit unterteilt. Die Bahn-Absolutgenauigkeit wird in der Norm lediglich als Bahngenauigkeit AT bezeichnet und setzt sich wiederum aus Positions- und Orientierungsgenauigkeiten zusammen. Dabei ist die Positions-Bahngenauigkeit AT_p der maximale Abstand bei $n = 10$ gleich gefahrenen Bahnen zwischen der Schwerelinie G_i einer Messbahn und der Sollbahn. Zu der Bestimmung dieses Abstands

² Joint-Befehle beschreiben eine achsbasierte Bewegungsvorschrift für den Roboter, bei der zum Erreichen eines Zielpunktes der für den Roboter schnellste und einfachste Weg gewählt wird. Dies entspricht aufgrund des Roboterbaus mit Rotationsachsen zwangsläufig nicht dem geometrisch direkten Weg.

wird die kontinuierliche Bahn in m berechnete Punkte diskretisiert und der maximale Abstand zwischen den korrespondierenden Punkten der Schwerelinie und der Sollbahn ermittelt. Äquivalent zu (4.1) ergibt sich die Positions-Bahngenauigkeit damit zu

$$AT_p = \max \sqrt{(\tilde{x}_i - x_{ci})^2 + (\tilde{y}_i - y_{ci})^2 + (\tilde{z}_i - z_{ci})^2}, \text{ mit} \quad (2.6)$$

$$\tilde{t}_i = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n t_{ij}, \quad t \in \{x, y, z\} \text{ und } i = 1 \dots m$$

Dabei gilt:

x_{ci}, y_{ci}, z_{ci} : Koordinaten des i -ten Punktes auf der Sollbahn

x_{ij}, y_{ij}, z_{ij} : Schnittpunktkoordinaten der i -ten Normalebene mit der j -ten Istbahn

$\tilde{x}_i, \tilde{y}_i, \tilde{z}_i$: Koordinaten des Mittelwerts der i -ten Normalebene nach n -maligem Anfahren

Die korrespondierenden Orientierungs-Bahngenauigkeiten können entsprechend als Differenz der Soll- und Istorientierungen entlang der Bahn aufgefasst werden. Diese werden an dieser Stelle nicht näher beschrieben und sind in der ISO 9283 nachzuschlagen. Für eine vereinfachte Formulierung wird im Folgenden die Positions-Bahngenauigkeit als Bahngenauigkeit bezeichnet.

An gleicher Stelle kann die Bahn-Wiederholgenauigkeit berechnet werden, indem an jedem Punkt m der Radius des Fehlerkreises in der zur Sollbahn normalen Ebene mit Mittelpunkt auf der Schwerelinie berechnet und durch die Standardabweichung gewichtet wird. Den maximalen Wert dieser Radien gibt der Wert RT_p an und berechnet sich mit

$$\tilde{l}_i = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n l_{ij},$$

$$l_{ij} = \sqrt{(\tilde{x}_i - x_{ij})^2 + (\tilde{y}_i - y_{ij})^2 + (\tilde{z}_i - z_{ij})^2} \text{ und} \quad (2.7)$$

$$\sigma_{li} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^n (\tilde{l}_i - l_{ij})^2}{n-1}},$$

zu

$$RT_p = \max(\tilde{l}_i + 3\sigma_{li}) \text{ mit } i = 1 \dots m \quad (2.8)$$

Das Bild 2.6 gibt die beschriebenen Größen bildlich wieder.

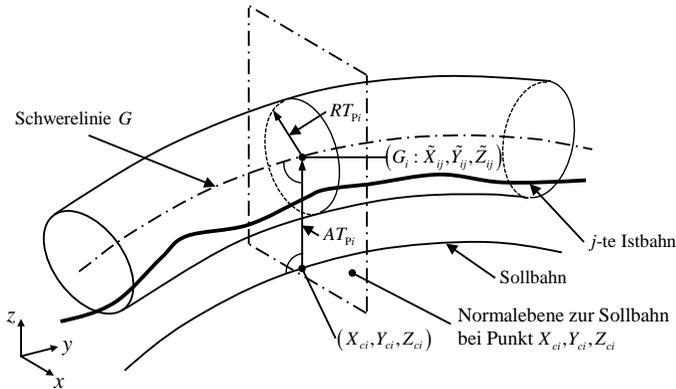


Bild 2.6: Bahn- und Bahn-Wiederholgenauigkeit nach ISO 9283 [ISO9283]

Bei der Untersuchung von Bahnkenngrößen gibt die ISO 9283 keine spezifische Sollbahn vor, da die Ergebnisse unabhängig von der Form der Sollbahn Gültigkeit haben sollen. Dies kann jedoch bei kritischer Betrachtung zu unterschiedlichen Ergebnissen führen, je nachdem wie anspruchsvoll die Sollbahn gewählt wird. Für die in dieser Arbeit betrachteten Szenarien spielt dies eine untergeordnete Rolle, da in der Regel nur ein Vergleich von unterschiedlichen Korrekturstrategien mit einem unveränderten Standardsystem dargestellt wird. Damit dennoch eine Systematik und Vergleichbarkeit zwischen den Ergebnissen der unterschiedlichen Kapitel gegeben ist, wird für die Untersuchung von Bahnkenngrößen die optionale Prüfbahn nach ISO 9283 verwendet. Diese enthält typische Merkmale von Bearbeitungszenarien wie schnelle Richtungswechsel, 90°-Kurven und Kreisgeometrien (Bild 2.7).

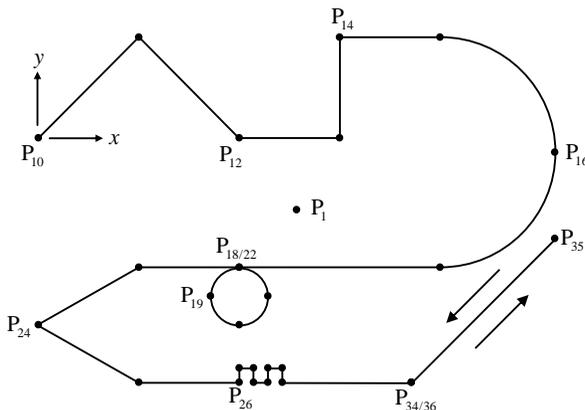


Bild 2.7: optionale Prüfbahn mit ausgewählten Punkten nach ISO 9283 [ISO9283]

Die Prüfbahn wird dabei in einer 400 mm x 400 mm oder 800 mm x 800 mm großen Ebene aufgespannt. In allen in dieser Arbeit untersuchten Prüfbahnen wird die größere Ebene ge-

wählt. Die Prüfbahn besteht aus 28 Punkten wobei Punkt P_1 lediglich der Anfahrt dient und die Bahn erst bei P_{10} beginnt. Es wird empfohlen die Bahn mit Geschwindigkeiten von 10 mm/s bis zu 1600 mm/s abzufahren. Dies stellt in der Praxis bereits ein oberes Limit für Industrieroboter dar und führt zu sehr vielen unterschiedlichen Ergebnissen je nach gewählter Geschwindigkeit.

2.4.3 Statische Nachgiebigkeit von Industrierobotern

Ein weiteres sehr wichtiges Kriterium für die Genauigkeit von Industrierobotern ist die Steifigkeit der Gesamtkinematik beziehungsweise deren Kehrwert, die statische Nachgiebigkeit. In der ISO 9283 wird diese als maximaler Betrag der Verlagerung je einwirkender Lasteinheit am TCP definiert und in mm/N in Bezug zum Roboterbasiskoordinatensystem angegeben. Für die Bestimmung der Nachgiebigkeit wird in jede Raumrichtung eine Kraft in 10%-Schritten der Nennlast bis zum Erreichen selbiger eingeleitet und die resultierenden Verlagerungen für jede Richtung gemessen. Während des Versuches befindet sich der Roboter in Lageregelung, das heißt bei aktiven Motoren und gelösten Bremsen. Es wird empfohlen den Versuch dreimal zu wiederholen, um Messfehler auszuschließen und ein mögliches Hystereseverhalten aufzuzeichnen.

Die Aussagen der ISO 9283 sind an dieser Stelle recht begrenzt und gehen nicht weiter auf die Bestimmung qualitativer Steifigkeitskennwerte ein. Aus diesem Grund soll hier eine weiter gefasste Möglichkeit zur Steifigkeitsanalyse vorgestellt werden. Ein globaler Ansatz ist die Bestimmung der Gesamtsteifigkeit des IR, den WEIGOLD [Wei2008] in seiner Arbeit wählt, um die Abdrängung des Werkzeugs bei der Bearbeitung mit einem IR zu beschreiben. Der Zusammenhang zwischen den wirkenden Kräften und Momenten auf die Abdrängung und Verdrehung der Roboterkinematik ist über die übergeordnete Gesamtnachgiebigkeitsmatrix H gegeben. Es gilt dann

$$\underbrace{\begin{array}{|c|} \hline \text{Translationsnachgiebigkeiten} \\ \hline \begin{array}{ccc} H_{xx} & H_{xy} & H_{xz} \\ H_{yx} & H_{yy} & H_{yz} \\ H_{zx} & H_{zy} & H_{zz} \end{array} \\ \hline \text{Kippnachgiebigkeiten} \\ \hline \begin{array}{ccc} H_{\varphi_x x} & H_{\varphi_x y} & H_{\varphi_x z} \\ H_{\varphi_y x} & H_{\varphi_y y} & H_{\varphi_y z} \\ H_{\varphi_z x} & H_{\varphi_z y} & H_{\varphi_z z} \end{array} \\ \hline \end{array}}_{\text{H}} \quad \underbrace{\begin{array}{|c|} \hline \text{Neigungsnachgiebigkeiten} \\ \hline \begin{array}{ccc} H_{x\varphi_x} & H_{x\varphi_y} & H_{x\varphi_z} \\ H_{y\varphi_x} & H_{y\varphi_y} & H_{y\varphi_z} \\ H_{z\varphi_x} & H_{z\varphi_y} & H_{z\varphi_z} \end{array} \\ \hline \text{Torsionsnachgiebigkeiten} \\ \hline \begin{array}{ccc} H_{\varphi_x \varphi_x} & H_{\varphi_x \varphi_y} & H_{\varphi_x \varphi_z} \\ H_{\varphi_y \varphi_x} & H_{\varphi_y \varphi_y} & H_{\varphi_y \varphi_z} \\ H_{\varphi_z \varphi_x} & H_{\varphi_z \varphi_y} & H_{\varphi_z \varphi_z} \end{array} \\ \hline \end{array}}_{\text{H}} \quad \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ \varphi_x \\ \varphi_y \\ \varphi_z \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

Neben der Nachgiebigkeitsmatrix wird oft auch die Steifigkeitsmatrix angegeben. Für diese gilt der einfache inverse Zusammenhang

$$K = H^{-1}. \quad (2.10)$$

Auf diese Weise wird die resultierende Kraft oder das resultierende Moment aus einer erzwungenen Bewegung beschrieben.

Die für diese Arbeit wichtigsten Komponenten aus der Nachgiebigkeitsmatrix sind die Translationsnachgiebigkeiten. Diese beschreiben die Auswirkung einer angreifenden Kraft auf die Abdrängung des TCP und sind somit konform mit der ISO 9283. Die Vereinfachung lautet daher:

$$\begin{bmatrix} H_{xx} & H_{xy} & H_{xz} \\ H_{yx} & H_{yy} & H_{yz} \\ H_{zx} & H_{zy} & H_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix}. \quad (2.11)$$

Die nach der Norm zu ermittelnden Nachgiebigkeiten sind auf der Hauptdiagonalen von (2.11) zu finden. In der Literatur scheint eine Vernachlässigung der Kreuznachgiebigkeiten, also der Verschiebung bei Belastung in unterschiedliche Koordinatenrichtungen, gegenüber den direkten Nachgiebigkeiten zulässig zu sein, wie WEIGOLD [WEI2008], ABELE [ABE2007], RÖSCH [RÖS2014], PUZIK [PUZ2011] und KOTHE [Koth2018] festhalten. In dynamischen Anwendungen zeigt sich ein frequenzabhängiges Verhalten der Nachgiebigkeiten. CORDES, HINTZE ET AL. [CHA2019] zeigen, dass in den poseabhängigen, dominanten Resonanzfällen die Amplituden der Kreuznachgiebigkeiten um den Faktor 2 bis 10 geringer ausfallen, als die direkten Nachgiebigkeiten. Eine Vernachlässigung der Kreuznachgiebigkeiten sollte daher von dem Anwendungsfall abhängig gemacht werden und kann bei Nichtberücksichtigung zu zusätzlichen Ungenauigkeiten führen. Eine detaillierte Analyse möglicher Einflüsse von Nachgiebigkeiten der einzelnen Strukturelemente der Roboterkinematik auf die Genauigkeiten des Roboters erfolgt in Kap. 2.5.2.

2.4.4 Praktisches Vorgehen bei Anwendung der Norm

Die Definition der Pose- und Bahnkenngrößen in der ISO 9283 [ISO9283] ist eine gute Anleitung für die Bestimmung roboterspezifischer Kenngrößen und bietet erheblichen Mehrwert gegenüber den Normen ISO 230, ISO 10791 und VDI/DGQ 3441, welche hauptsächlich Werkzeugmaschinen und Bearbeitungszentren im Fokus haben [ISO9283, DIN10791, VDI3441]. Jedoch ist auch die ISO 9283 gewissen Einschränkungen unterlegen. Diese wurden u. a. in dem Projekt IRIS von SCHRÖER untersucht und durch BONGARDT interpretiert [Sch1998, Bon2004]. Demnach wird bemängelt, dass für die Bestimmung der Posekenngrößen lediglich fünf unterschiedliche Posen im kartesischen Raum genutzt werden. Um eine umfangreiche Aussage über die Pose-Genauigkeiten treffen zu können, werden dort mehrere Posen im Gelenkarbeitsraum des Roboters vorgeschlagen. Die weiteren Forderungen bezüglich des Testeinsatzes unter maximaler Belastung sowie eine freie Wahl der Pfade und Messposen werden durch die Norm teilweise schon berücksichtigt. Jedoch ist auch dies kritisch zu sehen. Vielmehr wäre beispielsweise eine prozentuale Angabe der Pfadlänge abhängig vom Arbeitsraum des Roboters sinnvoll.

Ein weiterer Mangel ist die Vorgabe unterschiedlicher prozentualer Nenngeschwindigkeiten bei der Untersuchung von Bahnkenngrößen. Dies führt bei Robotern unterschiedlicher Abmessung und Arbeitsräume zu unterschiedlich großen Beschleunigungen am TCP und damit schwieriger zu kontrollierenden Bewegungen. Daraus resultieren in der Regel größere Fehlerwerte für die Bahnkenngrößen. Des Weiteren ermöglicht die freie Wahl der Sollbahngeo-

metrie eine gezielte Auswahl roboteroptimierter Sollbahnen, welche möglichst wenige Drehachsen benötigen oder Achsbeschleunigungen und Achsumkehrungen minimieren. Der Vorschlag der optionalen Prüfbahn ist dabei ein richtiger Schritt; jedoch wird auch hier keine feste Position und Orientierung der Bahn im Roboterarbeitsraum vorgegeben. Solange die genannten Variablen in der Norm nicht eindeutig spezifiziert werden, ist es schwierig produktübergreifende Vergleiche anzustellen und aus demselben Grund ist nachvollziehbar, dass Roboterhersteller auf die Angabe dieser Werte verzichten.

Bei der Ermittlung von Nachgiebigkeiten des IR wird die Norm wie vorgeschlagen angewendet. Dabei soll sich hauptsächlich auf quantitative Unterschiede zwischen dem Standardroboter und einem Roboter mit Zusatzsensorik konzentriert werden. Aus diesem Grund wird der vorgegebene Messplan aus der ISO 9283 für alle Steifigkeitsuntersuchungen gleichbleibend verfolgt.

Für die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche sind die Vorgaben der ISO 9283 insgesamt gut geeignet. Solange Leistungskenngrößen bei allen eingesetzten Versuchen identisch ermittelt werden, ist eine Vergleichbarkeit zwischen verschiedenen Kinematiken oder Roboterkonfigurationen möglich. Da in dieser Arbeit jedoch unterschiedliche Messsysteme und Versuchsaufbauten eingesetzt werden, die unterschiedlichen Restriktionen unterliegen, ist eine durchgängige Ermittlung der Leistungskenngrößen schwierig. Es wird sich dennoch in der Folge an den Pose- und Bahnkenngrößen der ISO 9283 orientiert und diese - falls nötig - um weitere Testreihen und Kenngrößen erweitert. Die Ermittlung aller Kennwerte in jedem Versuchsaufbau würde den Rahmen sprengen, sodass sich in jedem Versuch individuell auf wesentliche Kennwerte beschränkt wird, die einen maßgeblichen Unterschied zwischen Standardroboter und Roboter mit zusätzlichen Messsystemen oder Kompensationsstrategie aufweisen.

2.5 Einflussfaktoren auf die Robotergenauigkeit

Die Untersuchung der Einflussfaktoren auf die Positionier- und Bahngenauigkeit eines IR ist für jeden Optimierungsansatz essentiell, um zu verstehen, wo mögliche Fehlerquellen liegen und in welchen Größenordnungen sich diese bewegen. Daher ist auch das Spektrum der Analysen in der Wissenschaft und Literatur sehr breit gestreut. Die Genauigkeitsansprüche und auch die Fehlerquellen unterscheiden sich je nach Anwendungsfall. Aus der Historie der Roboteranwendungen wird deutlich, dass Roboter zunächst als einfache Unterstützung für Pick-and-Place- oder Punktschweiß-Anwendungen gedacht waren, bei denen hauptsächlich die Wiederholgenauigkeit eine Rolle spielt. Erst später kamen anspruchsvollere Aufgaben wie Montagevorgänge hinzu, bei denen zusätzlich auch die Absolutgenauigkeit von Belang ist [Bon2004]. Neben den gesteigerten Genauigkeitsansprüchen und einer teilweise variablen Last, die je nach zu montierendem Bauteil auf den Roboter wirkt, tritt dort auch eine gesteigerte Interaktion zwischen Roboter und Werkstück auf. Die somit anliegenden Prozesskräfte wirken als zusätzliche Störgröße auf den Prozess und beeinflussen die Robotergenauigkeit.

Eine weitere Steigerung der Anforderung an Industrieroboter ist der Einsatz des IR als Bearbeitungsmaschine. Insbesondere bei Fräsanwendungen spielt die Bahntreue und Bahngenauigkeit des Industrieroboters eine entscheidende Rolle für die Qualität des Bearbeitungsgeb-

nisses. Um eine hohe Bearbeitungsgüte mit Industrierobotern zu erhalten, sind zahlreiche Optimierungsschritte in der Robotersteuerung in Form von angepassten Regelungskonzepten oder Kompensationsmethoden notwendig, um neben einer Anpassung der Roboterstruktur durch z. B. steifere Gelenke zu einer Steigerung der Bahngenauigkeit beizutragen. Diese vor allem rechenintensiven und messtechnisch anspruchsvollen Ansätze wurden gemeinsam mit einem Anstieg der Messgenauigkeit und Rechenleistung der Steuerungen in den letzten 10-15 Jahren vermehrt vorangetrieben. In der Wissenschaft ist dieser Fokus auf den Einsatz eines IR als Bearbeitungsmaschine in den Arbeiten von EHM [EHM2016], KOTHE [KOTH2018], PUZIK [PUZ2011], RÖSCH [RÖS2014], SCHNEIDER [SCH2016] und WEIGOLD [WEI2008] gut nachzuvollziehen. Auch Arbeiten, welche sich allgemein mit der Steigerung der Roboter Genauigkeit beschäftigen, wie von BONGARDT [Bon2004] und BORRMANN [Bor2016] gehen auf die unterschiedlichen Fehlereinflüsse auf IR ein. Zusammenfassend aus diesen Arbeiten kristallisieren sich für die allgemeine Beschreibung der Einflussfaktoren auf die Genauigkeit eines Bearbeitungsroboters vier Hauptthemenfelder heraus. Diese lassen sich in die Bereiche *Steuerungstechnik*, *Mechanik*, *Prozesstechnik* und *Umgebungsbedingungen* unterteilen und sind in Bild 2.8 weiter untergliedert.

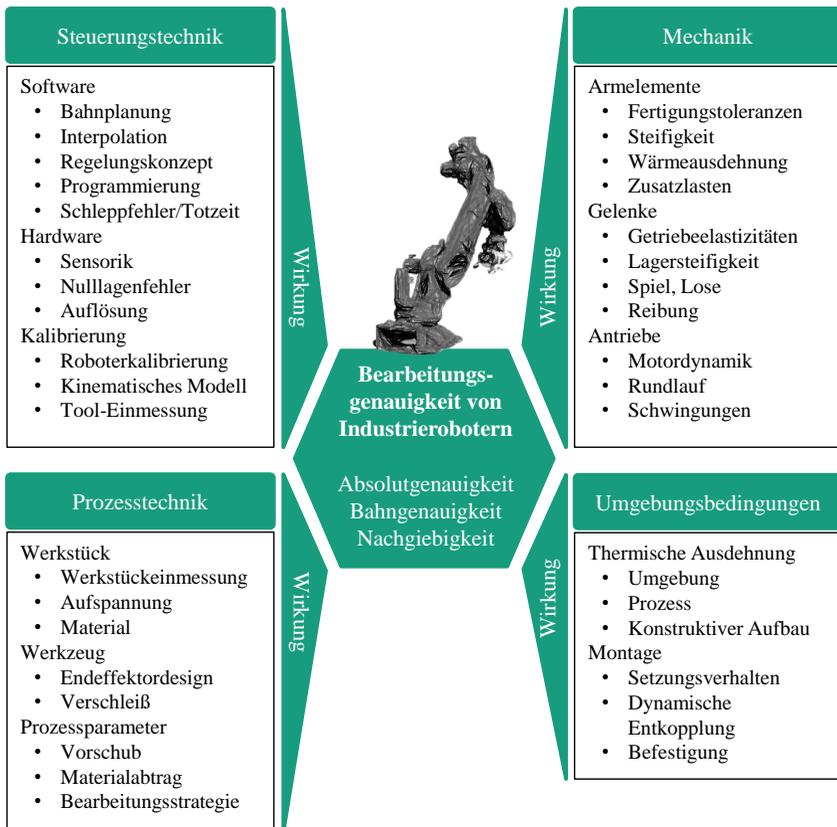


Bild 2.8: Einflussfaktoren auf die Genauigkeit eines Bearbeitungsroboters

Je nach Anwendung oder Kompensationsmethode liegt bei den angegebenen Arbeiten der Fokus auf unterschiedlichen Fehlereinflüssen. So untergliedert EHM [EHM2016] die Fehlerquellen noch weiter in systematische und stochastische (zufällige) Fehler. Diese Unterscheidung bietet sich insofern an, da eine Modellbildung und Abschätzung systematischer Fehler anhand physikalischer Gesetzmäßigkeiten mit – je nach Fehlerart unterschiedlich hohem Aufwand – prinzipiell möglich ist. Eine Berücksichtigung und Kompensation stochastischer Fehler ist dagegen bedeutend schwieriger oder gänzlich unmöglich. Jedoch ist auch der Einfluss stochastischer Fehler auf die Gesamtgenauigkeit des IR im Vergleich zu den systematischen Fehlern in der Regel deutlich geringer [Wol2012].

Im Folgenden soll auf die einzelnen Themenfelder genauer eingegangen werden und der Fokus insbesondere auf Fehlerquellen gelegt werden, welche durch den Einsatz zusätzlicher Messtechnik erfasst und anschließend ausgeglichen werden können.

2.5.1 Steuerungs- und regelungstechnische Einflüsse

Die Einflüsse der Steuerung auf die Genauigkeit des IR lassen sich wiederum grob in die Kategorien *Software*, *Hardware* und *Kalibrierung* einteilen. Unter Software fallen alle Komponenten, welche für die Umsetzung einer theoretisch programmierten Bahn über die regelungstechnische Auslegung bis zur Weitergabe von Stellgrößen an die Antriebe verantwortlich sind.

Bei der Programmierung werden der Steuerung Eckpunkte der gewünschten Bewegung vorgegeben. In der Regel werden diese Zielbewegungen durch eine Kombination vieler Geraden und Kreissegmente dargestellt. Bei Online-Programmierverfahren (auch *Teach-In*-Verfahren genannt), wird dabei der Roboter in gewünschte Ziel- oder Zwischenpositionen gefahren und die Punkte abgespeichert [Hes2010]. Unter Angabe der gewünschten Bewegungsart (linear, achsbasiert oder Kreisfahrt) führt der Roboter anschließend eine Berechnung von interpolierten Zwischenpunkten durch, welche schlussendlich abgefahren werden. Der Vorteil dieses Vorgehens ist die Eliminierung von Absolutpositionierfehlern, da die geteachten Punkte zuvor durch den Roboter angefahren wurden und damit nur der Wiederholgenauigkeit unterliegen. Allerdings ist auf diese Weise eine Programmierung komplexer Bahngeometrien, wie diese bei der Fräsbearbeitung von 3D-Bauteilen notwendig sind, sehr mühsam oder gänzlich unmöglich. Gleichzeitig können durch eine ungeschickte Wahl von Eckpunkten und Bahnparametern bei der Feininterpolation geometrische Abweichungen von der Sollbahn auftreten, da die Robotersteuerung bereits erkennt, dass die angestrebten Geometrien mit den geforderten Geschwindigkeiten nicht zu erreichen sind. Die Folge sind Verrundungen an Ecken, überschiffene Konturen oder Überschwingverhalten bei plötzlichen Richtungswechseln. Neben dem unerwünschten Auftreten von überschiffenen Ecken kann dieses Verhalten in den meisten Steuerungen auch gezielt eingesetzt werden, um eine gewisse Dynamik in der Bewegung beizubehalten und gleichzeitig eine Schwingungsanregung zu vermeiden [Sch2016]. In diesen Fällen kann durch zusätzliche Parameter der Radius der Verrundung angegeben werden. Für präzise Fräsbearbeitung sind solche Einstellungen jedoch wenig zielführend und daher unüblich.

Bei der Offline-Programmierung können in CAM-Anwendungen aufwendige Konturen in zumeist grafischen Oberflächen programmiert werden. Ein nachgeführter Algorithmus se-

quenziert die Bahnen anschließend erneut in passende Linear- oder Kreisbewegungen und gibt entsprechenden Code in der Steuerungssprache des Roboterherstellers aus. Dieses Vorgehen ist dabei vergleichbar zur Offline-Programmierung herkömmlicher CNC-Maschinen mit der Berücksichtigung roboterspezifischer Eigenschaften, wie Singularitäten oder Kollisionsvermeidung. Bis auf die Anzahl der nötigen Interpolationspunkte ist die nachgelagerte Interpolation in der Robotersteuerung identisch zu online-programmierten Pfaden und weist daher auch identische Fehlerquellen auf.

Neben der reinen Programmierung der Bahn ist vor allem das eingesetzte Regelungskonzept, welches die feininterpolierten Stellgrößen in Bewegungen umsetzen soll, von entscheidender Bedeutung für die Genauigkeit des Roboters. Stand der Technik sind dezentrale Regelungskonzepte auf Basis achsindividueller P-PI-Kaskadenregler [Hes2010], welche durch ihre Robustheit gegenüber Störeinflüssen und Modellparameterschwankungen gute Voraussetzungen für die Regelung von IR bieten. Ebenso ist die Parametrierung und das Tuning der einzelnen Kaskaden vergleichsweise einfach und aus der Antriebsregelung bekannt [Sch2009]. Fortgeschrittene Ansätze sehen modellbasierte Regelungskonzepte vor. Dabei wird entweder wie bei KURZE [Kur2008] die gesamte Kaskadenregelung gegen modellbasierte Regelungskonzepte mit Störgrößenbeobachtern im Zustandsraum ersetzt oder wie bei RÖSCH [Rös2014] die Kaskadenregelung um vorgeschaltete modellbasierte Positionsregler erweitert. Die Ergebnisse dieser Vorgehensweisen sind durchaus vielversprechend. Es ist jedoch nicht abschätzbar wann und in welchem Umfang diese Ansätze in kommerziellen Robotersteuerungen eingesetzt werden. Für die Implementierung muss auch stets die Architektur der Steuerungen in der Lage sein, die erweiterten Regelungsstrategien einerseits performanceseitig aber insbesondere auch syntaxtechnisch umzusetzen und dafür entsprechende Schnittstellen bereitzustellen.

Der letzte Punkt unter dem Stichpunkt Software ist der aufgrund von Totzeiten im System hervorgerufene Schleppfehler der Motoren und damit das Nacheilen der Istbahn hinter der Sollbahn. An dieser Stelle besteht bereits eine Verknüpfung zu hardwarebezogenen Genauigkeitseinflüssen. Die Totzeiten im Steuerungssystem hängen einerseits von der Komplexität der Algorithmen für die Feininterpolation und die Regelung und andererseits von der verwendeten Hardware in Form von Feldbussystemen, Rechenleistung des IPCs und der eingesetzten Sensorik ab. Die Signallaufzeiten zwischen und in den einzelnen Stationen der Steuerung bilden einen essentiellen Anteil an den Totzeiten im System und führen zu einer verringerten, regelungstechnischen Stabilität und Dynamik des IR sowie zu Bahnfehlern und Schwingneigung bei hochdynamischen Sollbahnen [Web2009].

Ein weiterer hardwarebasierter Fehlereinfluss besteht in der Wahl und der Auslegung der Sensorik zur Erfassung der Istzustände der Achslagen. An dieser Stelle sind insbesondere Nulllagenfehler und Exzentrizitäten der Messsysteme potentielle Fehlerquellen. Ebenso führt die Digitalisierung und Filterung der Sensorwerte zu numerischen Fehlern und zusätzlichen Totzeiten. Im Vergleich zu den übrigen Fehlereinflüssen fallen diese jedoch bezüglich der Roboter Genauigkeit weit weniger ins Gewicht.

Der letzte steuerungsbedingte Einflussfaktor ist die Kalibrierung und Einmessung des IR. Im Fokus steht dabei die Auswahl eines geometrischen Modells, welches mit möglichst wenigen Parametern eine Umrechnung der Achswinkel und Armlängen – sowie unter Berücksichtigung des geometrischen Bezugs der Achsen und Armelemente zueinander – in die TCP-

Position des Roboters ermöglicht. Ein erstes anerkanntes Modell, welches bis heute Bestand hat, ist das *Denavit-Hartenberg-Modell*, benannt nach den Erfindern JACQUES DENAVIT und RICHARD S. HARTENBERG in welchem erstmals eine matrixbasierte Schreibweise für die Verkettung kinematischer Elemente auf Basis homogener Matrizen konsistent betrachtet wurde [DeH1955]. Unter dem Namen *DH-Parameter* ist dieses Modell bis heute im Einsatz, da es auf Basis von vier Parametern pro Achse – bestehend aus zwei Translations- und zwei Rotationsparametern – eine minimalistische Beschreibung der Robotergeometrie erlaubt. Bei 6-Achs-Knickarmrobotern sind dabei die translatorischen Anteile zwischen den Gelenken konstant, während der Winkelparameter um die Drehachse eines Gelenks variabel und stellungsabhängig ist. Die Drehwinkel werden bei konventionellen Robotern kontinuierlich gemessen und sind daher bekannt. Die statischen Parameter, insbesondere die Länge der Armparameter müssen jedoch für jeden Roboter individuell ermittelt werden. Dies geschieht durch Kalibrationsroutinen, welche unterschiedliche Komplexitätsgrade aufweisen können, wie WOLLNACK [Wol2001] zeigt. Ein Beispiel für das gängige Verfahren der Kalibration des Roboters im Arbeitsraum unter Zuhilfenahme eines externen Messsystems zeigt BORRMANN [Bor2016]. Die Verwendung eines externen Messsystems, wie in diesem Fall ein Lasertracker, ist notwendig, um von der Steuerung unabhängige Posedaten generieren zu können, welche über den Arbeitsraum des Roboters verteilt, ermittelt werden. BORRMANN [Bor2016] wählt in seiner Arbeit den Ansatz der hierarchischen Kalibration, um lineare Abhängigkeiten zwischen den Parametern zu berücksichtigen. Auch werden neben den reinen DH-Parametern zusätzliche Parameter, wie die Tool-Transformation oder die Sensoroffsetwerte und Steigungsparameter der Winkelencoder mitidentifiziert. Eine Erweiterung des DH-Modells ist nicht unüblich. So haben HAYATI und MIRMIRANI ein modifiziertes Modell entwickelt, bei welchem ein Translationsparameter durch einen Achs-Ausrichtwinkel ersetzt wurde, um Schwachstellen und Unstetigkeiten bei der Parameteridentifikation zu umgehen [Grä1999]. Auch kombinierte Modelle mit fünf Parametern pro Achse wurden z. B. von VEITSCHEGGER und WU entwickelt, um die Parameteridentifikation weiter zu verbessern [VeW1986]. Unabhängig von der Wahl des Modells und der Methode zur Parameteridentifikation treten bei der Berechnung und Minimierung der Parameter Modellfehler auf, welche von der Realität abweichen. Der Grund ist auf der einen Seite die begrenzte Messgenauigkeit des externen Messsystems und auf der anderen Seite der Best-Fit der Parameter an die Messdaten. Diese Parameter haben erneut bei der inversen Transformation, also der Berechnung der Achswinkel aus den kartesischen Koordinaten einen Einfluss, da Rundungs- und Linearisierungsfehler auftreten. Die Modellfehler beeinflussen daher maßgeblich die Genauigkeit des Roboters und sind ein Hauptgrund für die gegenüber der Wiederholgenauigkeit geringere und stellungsabhängige Absolutgenauigkeit.

Neben der Einmessung und Kalibration des Robotermodells ist die Werkzeugeinmessung (bzw. Tool-Einmessung) ein zentrales Element für das Erreichen hoher Absolutgenauigkeiten. Bei der Tool-Einmessung wird die homogene Transformation zwischen dem Wirkpunkt des Werkzeugs, also dem TCP, und dem Roboterflansch ermittelt. Auf diese Weise ist es möglich den geometrischen Versatz des Werkzeugs in der Robotersteuerung zu berücksichtigen und die Bahnprogrammierung direkt im TCP-Koordinatensystem durchzuführen. In der Regel wird von jedem Roboterhersteller eine einfache Methode mitgeliefert, um eine Tool-Einmessung selbst durchzuführen. KUKA und ABB bezeichnen diese Methoden zum Beispiel als *4-Punkt-*, *Spitze-Spitze-*, *TCP-*, oder *XYZ-Methode* [ABB2013a, Kuk2011]. Bei diesen Vorgehen wird im Arbeitsraum des Roboters eine feine Messspitze installiert, welche durch

den Roboter im Teach-In-Verfahren aus mehreren Richtungen und mit unterschiedlichen Orientierungen so angefahren wird, dass die Werkzeugschulter die Messspitze leicht berührt. Damit ist es möglich die Position des TCP eindeutig zu ermitteln. Für die Komplettierung der Transformation wird entweder die Orientierung des Roboterflansches übernommen oder über eine Zusatzmessung der Werkzeugschulter und Festlegung der gewünschten Ebene die Orientierung ermittelt [Bor2016]. Die mathematische Herleitung der zu ermittelnden Tool-Transformation ist von KOTHE [Koth2018] durchgeführt worden. Da diese Methoden im Wesentlichen auf den Fähigkeiten des Bedieners beruhen, den Roboter präzise an die Messspitze heranzuführen, gelten diese Methoden allgemein als recht ungenau [Wei2008, Bor2016]. Aus diesem Grund wird für Anwendungen mit hohen Genauigkeitsanforderungen auf Methoden der Werkzeugeinmessung mithilfe externer Messtechnik zurückgegriffen. Bei dem Verfahren nach BORRMANN und WOLLNACK [BoW2015] wird dafür in die Werkzeugspindel anstelle eines Werkzeugs ein spezieller Adapter eingesetzt, an welchem drei Messspiegel befestigt werden können, welche durch einen Lasertracker gemessen werden. Der Ursprung des so zu ermittelnden TCP-Koordinatensystems liegt dabei direkt auf der Drehachse der Werkzeugspindel. Gleichzeitig wird neben der Messung des Tool-Koordinatensystems das zur jeweiligen Stellung gehörende Flansch-Koordinatensystem aus der Robotersteuerung ausgelesen. Mit mindestens zwei unterschiedlichen Roboterstellungen und Messwertpaaren lässt sich nach der Methode von STEPANEK [Ste2006] eine geschlossene Lösung der Tool-Transformation bestimmen. BORRMANN [Bor2016] erweitert dieses Prinzip um mehrere Messungen, um über die dadurch erzeugte Überbestimmtheit Messrauschen und numerische Berechnungsfehler zu minimieren.

Neben der eigentlichen Tool-Einmessung können Abweichungen auch durch die Reproduzierbarkeit der Werkzeugeinwechslung [Puz2011] oder bei elastischer Verformung des Endeffektors [Ehm2016] auftreten. In allen Fällen führt eine falsche Tool-Transformation zu einer Fehlpositionierung des Werkzeugs im Prozess. Dies wird besonders deutlich, wenn reine Umoorientierungen um den TCP vollzogen werden und aufgrund einer fehlerhaften Tool-Transformation ein translatorischer Versatz des Werkzeugs auftritt. Die Folge sind Absolut- und Geometriefehler bei der Bauteilbearbeitung.

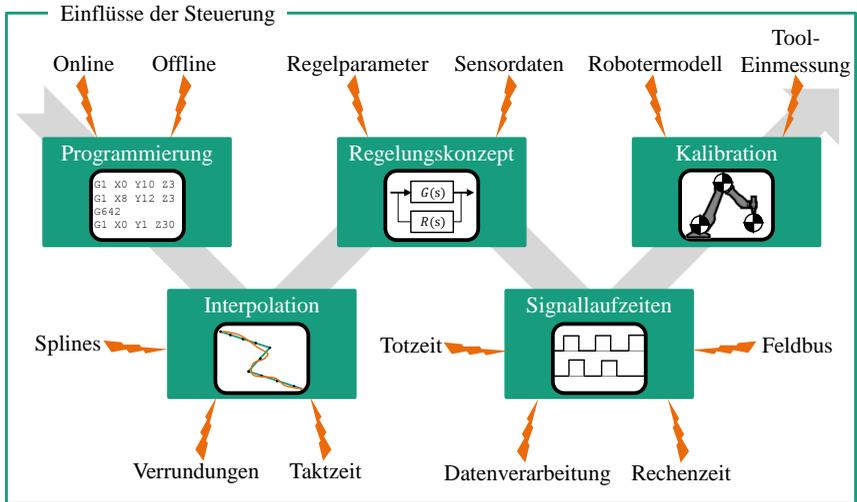


Bild 2.9: Einflussfaktoren der Steuerung auf die Robotergenauigkeit

Die Einflüsse auf die Robotergenauigkeit aus der Steuerung sind vielfältig und greifen an verschiedenen Punkten von der ursprünglichen Planung bis zur Umsetzung des Programmierbefehls in eine konkrete Bahn ein. Eine zusammenfassende Übersicht gibt dazu Bild 2.9. Im Anschluss an diese Fehlertoleranzkette schließt sich die Mechanik, also die Umsetzung der programmierten, interpolierten und in Maschinenkoordinaten umgerechneten Bahn an.

2.5.2 Mechanische Einflüsse

Die mechanischen Einflüsse sind neben den steuerungstechnischen Einflüssen der zweite wesentliche Faktor auf die Robotergenauigkeit. In Bild 2.8 werden die mechanischen Einflussfaktoren in die drei Kategorien der Armelemente, Gelenke und Antriebe unterteilt. Während die Armelemente hauptsächlich statische und die Antriebe dynamische Auswirkungen auf die Genauigkeit des IR haben, ist im Fall der Gelenke zwischen statischen als auch dynamischen Einflüssen zu unterscheiden. Statische mechanische Einflüsse sind dabei auf die Nachgiebigkeiten der einzelnen Strukturelemente zurückzuführen.

In der Regel weisen Industrieroboter im Vergleich zu Werkzeugmaschinen strukturbedingt deutlich höhere Nachgiebigkeiten auf, wie KOTHE [Koth2018] zeigt. Dort wurde vor allem eine poseabhängige Änderung der Nachgiebigkeiten festgestellt. In ungünstiger Stellung, wie z. B. einer weit auskragenden Haltung bei seitlicher Belastung sind die Nachgiebigkeiten vier bis sechs Mal höher als bei der verglichenen Werkzeugmaschine. Erst in einer kompakten Stellung liegen die Nachgiebigkeitswerte in der Region der Werkzeugmaschine. Diese variable und poseabhängige Steifigkeit macht eine generelle statische Kompensation der Abdrängung nahezu unmöglich und ist insbesondere bei Bearbeitungsvorgängen über den gesamten Arbeitsbereich des IR problematisch. WEIGOLD [WEI2008] entwickelte daher lediglich ein

Verfahren für ein experimentell ermitteltes kartesisches Nachgiebigkeitsmodell in einem begrenzten Arbeitsvolumen des Roboters.

Die Ursachen der Nachgiebigkeiten bei IR sind vielfältig. In der Literatur werden dabei zwei wesentliche Ursprünge der Nachgiebigkeiten unterschieden. Einen Überblick gibt RÖSCH [RÖS2014] mit der Untersuchung über eine modellbasierte Positionsregelung auf Basis von Steifigkeitskennwerten. Dieser Ansatz zur Kompensation wird auch näher in Kap. 2.6.2 erläutert. Der größte Anteil der Nachgiebigkeit stammt dabei übereinstimmend aus den Roboter gelenken. CORDES und HINTZE [CoH2017] modellieren diese achsbasiert mithilfe von Torsionsfedern unter der Annahme unendlich steifer Verbindungen und Armelemente. Auf dieser Basis wird ein achsbasiertes Steifigkeitsmodell aufgebaut, welches sich in guter Näherung mithilfe der Jacobi-Matrix aus der kartesischen globalen Steifigkeit berechnen lässt, sodass gilt:

$$\mathbf{K}_\phi = \mathbf{J}^T \mathbf{K}_x \mathbf{J} . \quad (2.12)$$

Mithilfe von (2.12) ist es CORDES und HINTZE [CoH2017] möglich ein global gültiges und poseunabhängiges Gelenksteifigkeitsmodell aufzustellen. Über die Beziehung

$$\mathbf{f} = \mathbf{K}_x \Delta \mathbf{x}_f \quad (2.13)$$

bei der \mathbf{f} den angreifenden Kraft-Momentenvektor am TCP und $\Delta \mathbf{x}_f$ die daraus resultierenden translatorischen und rotatorischen Abweichungen darstellt, lässt sich (2.12) umformen zu

$$\Delta \mathbf{x}_f = \mathbf{J} \mathbf{K}_\phi^{-1} \mathbf{J}^T \mathbf{f} . \quad (2.14)$$

Die Achssteifigkeiten werden von CORDES und HINTZE [CoH2017], DUMAS ET AL. [DCC2011], ALICI und SHIRINZADEH [AIS2005] und WANG ET AL. [WZF2009] ermittelt, indem am TCP des Roboters eine Kraft aufgebracht und gemeinsam mit der Abdrängung gemessen wird. So ist es möglich \mathbf{K}_ϕ zu ermitteln und über die Beziehung aus (2.14) und Wissen über die angreifenden Prozesskräfte die zu erwartende kartesische Abweichung in jedem Arbeitspunkt des Roboters zu berechnen.

Bei den Gelenksteifigkeiten ist sich die Literatur weitestgehend einig, dass ein Großteil der Nachgiebigkeiten aus den Getrieben stammt. Umfangreiche Untersuchungen zu Getrieben von Industrierobotern, insbesondere bezüglich Auswahlkriterien und Überprüfung der Kennwerte hat ROSENBAUER [Ros1995] durchgeführt. GERSTMANN [Ger1991] hat zuvor bereits den Getriebeeinfluss auf die Positioniergenauigkeit von Robotern untersucht und dafür die Getriebe statischen Tests auf einem Prüfstand unterzogen, um Steifigkeitskennwerte zu ermitteln. Die höhere Präzision bei der Ermittlung der Steifigkeitskennwerte der Getriebe im Vergleich zu den rechnerischen Methoden über die kartesische Steifigkeitsmatrix wird mit dem erhöhten Aufwand des Ausbaus der Getriebe und Motoren aus dem Roboter erkauft. Außerdem können, im Vergleich zwar geringe aber dennoch vorhandene, Lagersteifigkeiten nicht mit erfasst werden. Der typische Verlauf der Getriebesteifigkeit ist nicht linear, sondern hat den Verlauf einer Hysteresekurve, wie GERSTMANN [Ger1991] zeigt. EHM [Ehm2016] kann diesen Hystereseverlauf in seiner Arbeit auch für moderne IR bestätigen.

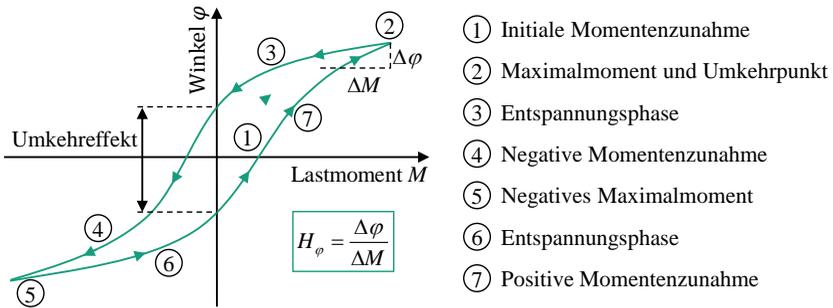


Bild 2.10: Schematische Kennlinie der nichtlinearen Getriebenachgiebigkeit nach GERSTMANN [Ger1991]

Eine pragmatische Lösung zur Berechnung der Getriebenachgiebigkeit H_φ ist die Ermittlung über eine Linearisierung im Bereich der oberen 10% der Hysteresekurve aus Bild 2.10. Dieses Vorgehen geht erneut mit einem gewissen Fehler einher, der bei einer folgenden Kompensation zu Modellfehlern führt. Ein weiterer Effekt, der in der Kennlinie erkannt werden kann, sind die Umkehreffekte, welche bei einem Momentennulldurchgang jeweils in positive und negative Momentenrichtung auftreten. Aus diesen resultiert eine richtungsabhängige Genauigkeit des IR, welche durch Untersuchungen der Positionierungsicherheit (vgl. Kap. 4.4.1) qualitativ bestimmt werden kann. RUDERMAN [Rud2012a] erweitert das Getriebemodell um eine nichtlineare Dämpfung D , die nominale Getriebeübersetzung i_n und die Reibungsparameter f_M am Motor und f_A auf der Abtriebsseite zu dem in Bild 2.11 dargestellten Ersatzschaltbild.

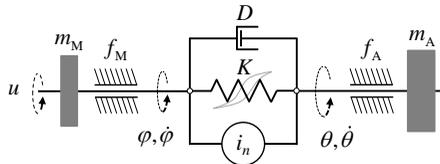


Bild 2.11: Modellierung der Getriebeeinflüsse zwischen zwei Achsen nach [Rud2012a]

Um diese gesammelten Einflüsse ohne den Einsatz zusätzlicher Messtechnik festzustellen, modelliert und identifiziert KURZE [Kur2008] den Einfluss der Reibung und des elastischen Mehrkörpersystems mithilfe geeigneter Zustandsbeobachter, welche es erlauben die Einflüsse der Reibung und Elastizitäten mithilfe erweiterter Regelungsstrategien zu verringern.

ZHANG und WANG [ZJZ2005] und ALICI und SHIRINZADEH [AIS2005] sind sich einig, dass Getriebesteifigkeiten den Hauptteil der Nachgiebigkeit an einem Roboter verursachen. Dennoch handelt es sich dabei um eine Vereinfachung, welche die Armelemente und Lager vernachlässigt, wie Schneider [Sch2016] festhält. Daher untersucht RÖSCH [Rös2014] in seiner Arbeit zusätzlich die strukturbedingten Steifigkeiten des Arms und der Schwinge und modelliert diese dafür zunächst als elastische Bernoulli-Balken. Als weitere Vereinfachung werden die einzelnen Biegebalken durch zwei Armsegmente mit Drehfedern ersetzt, sodass lineari-

sierte Gleichungen vorliegen, welche recheneffizient und äquivalent zu den übrigen Drehgelenken berechnet werden können. Das Ergebnis sind zwei zusätzliche virtuelle Gelenke, die jeweils mittig auf dem Arm und der Schwinge liegen. RÖSCH [Rös2014] konnte an diesen Stellen Torsionssteifigkeiten nachweisen, die um die Faktoren zwei bis acht höher ausfielen als bei den Nachbargelenken. Bei den Kippsteifigkeiten weisen diese sogar teilweise niedrigere Steifigkeiten auf.

Der mechanische Haupteinfluss auf die Roboter Genauigkeit kann an den bislang beschriebenen Verhalten der Gelenke und Armelemente festgehalten werden. Insbesondere dynamische Einflüsse sind jedoch auf die Motoren und Antriebe selbst zurückzuführen. An dieser Stelle gehen im gleichen Maße die steuerungstechnischen Einflüsse mit ein, da viele mechanisch induzierte Störungen durch geeignete regelungstechnische Methoden ausgeglichen werden können. In den meisten Anwendungsfällen werden die dynamischen Grenzen des Motors nicht ausgenutzt, da die eingesetzten Regelungskonzepte in ihrer Robustheit dahingehend ausgelegt werden, dass der Roboter unter maximaler Last und Beschleunigung im gesamten Arbeitsraum stabil bleibt [Kur2008]. In allen davon abweichenden Szenarien wird die Motorleistung nicht konsequent ausgereizt und schränkt daher die Dynamik ein, mit der die aus der Steuerung vorgegebenen Sollwerte erreicht werden [Koth2018]. Dieses Verhalten macht sich insbesondere bei schnellen Bahnfahrten mit plötzlichen Richtungswechseln und großen Umorientierungen bemerkbar.

2.5.3 Prozesstechnische Einflüsse

Prozesstechnische Einflüsse hängen maßgeblich von dem Anwendungsszenario ab, in dem der IR eingesetzt wird. Bei Schweißpunktsetzen oder Laserschweißanwendungen treten nahezu keine Prozesskräfte auf und der Roboter muss lediglich den Endeffektor positionieren oder führen. Bei Pick-and-Place Anwendungen wird eine Last zwischen zwei Punkten bewegt, ohne dass die Bahn zwischen den Punkten besonderen Anforderungen genügen muss. Auch in diesem Fall muss lediglich eine Masse beschleunigt und positioniert werden. Bei Bearbeitungsrobotern sind die prozesstechnischen Einflüsse jedoch vielfältig. Letztendlich ist an dieser Stelle genau genommen nicht die Roboter Genauigkeit von Belang, sondern das Bearbeitungsergebnis. Aus diesem Grund spielen für das Ergebnis weitere Faktoren, wie die Auswahl des Werkzeugs, das Werkstück und die Prozessparameter eine entscheidende Rolle.

Eng verknüpft mit steuerungstechnischen Einflüssen ist die Werkstückeinmessung. Für die Bearbeitung ist präzises Wissen über die Lage des Bauteils relativ zu dem Industrieroboter notwendig. Gängige Verfahren und Transformationen zur Einmessung des Werkstücks werden von NOF [Nof1999] vorgestellt. In vielen Anwendungsfällen können die zu bearbeitenden Rohbauteile in feste Aufspannungen oder Formen eingesetzt werden. In diesem Fall ist nur die einmalige Einmessung der Form notwendig und die Qualität der endbearbeiteten Bauteile bewegt sich aufgrund der immer gleichen Konfiguration im Bereich der Wiederholgenauigkeit des Roboters. Variiert der Ort der Werkstückaufnahme oder wird das Bauteil aufgrund seiner Größe, wie im Flugzeugbau üblich, individuell eingespannt, so ist die wiederholte genaue Ermittlung der Transformation des Bauteilsystems zum Robotersystem essentiell [Puz2011]. KOTHE [KOTH2018] weist ergänzend darauf hin, dass bei mehrmaligem Werkstückein- oder -umspannen – insbesondere bei großen Bauteilen ohne feste Aufspannung –

eine erneute abweichende Bauteileinmessung gravierende Folgen für die Endkontur aufweist. Da es sich bei der Werkstückeinmessung um eine generelle Problematik für Bearbeitungsvorgänge handelt, welche ebenso bei Bearbeitungszentren und Werkzeugmaschinen auftritt, sind vielfältige Methoden bekannt, um eine korrekte Bauteileinmessung durchzuführen [Nof1999]. Bei allen bauteilantastenden Methoden durch den IR weisen EHM [Ehm2016] und WEIGOLD [Wei2008] darauf hin, dass in diesen Fällen bereits die stellungsabhängige Positioniergenauigkeit des Roboters in die Bauteileinmessung eingeht und zu Folgefehlern führen kann.

Ein weiterer prozesstechnischer Einfluss ist die Wahl des zu dem Prozess passenden Werkzeugs. Die Schneidkantengeometrie, der Durchmesser und das Werkzeugmaterial sollten im Optimalfall auf das Bauteil und die Bearbeitungsparameter wie Vorschubgeschwindigkeit v_f , Arbeitseingriff a_e , Schnitttiefe a_p und Werkstückmaterial abgestimmt sein [Puz2011]. Im Vordergrund stehen dabei eine möglichst lange Standzeit des Werkzeugs und geringe Prozesskräfte, welche aufgrund des in Kap. 2.5.2 vorgestellten elastischen Verhaltens der Kinematik zu einer Abdrängung des Werkzeugs von seiner Solltrajektorie führen. Die an dieser Stelle wichtigen Kräfte im Fräsprozess verdeutlicht Bild 2.12. Dabei wird sich auf Parameter beschränkt, welche beim Besäumen von flächigen Großbauteilen, wie in der Luftfahrtindustrie üblich, besonders wichtig sind. Alle weiteren Größen können den entsprechenden DIN-Normen DIN 6580 [DIN6580] und DIN 6584 [DIN6584] sowie KLOCKE und KÖNIG [KIK2008] entnommen werden.

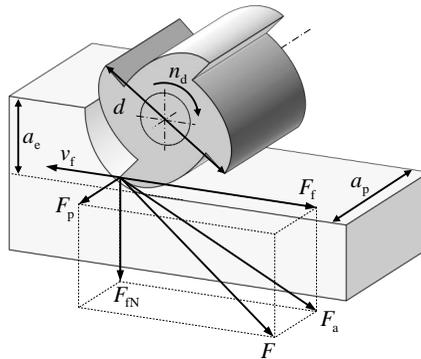


Bild 2.12: Fräskräfte und Fräsgeometrien im Teilschnitt beim Gegenlaufräsen nach DIN 6584 [DIN6584] und DIN 6580 [DIN6580]

In dem statischen Schnittkraftmodell in Bild 2.12 werden die Kräftebeziehungen bezüglich der Wirkung auf das Werkzeug und damit auch auf den Roboter dargestellt. Bezüglich der Genauigkeitsbetrachtungen ist insbesondere die Aktivkraft F_a von Belang, welche sich aus der Vorschubkraft F_f und Vorschubnormalkraft F_{IN} zusammensetzt. Die Vorschubkraft wirkt dem Vorschub entgegen. Eine dadurch induzierte mögliche Verringerung des Vorschubs führt zu keinen signifikanten geometrischen Abweichungen. Im Gegensatz dazu liegen die Passivkraft F_p und die Vorschubnormalkraft jeweils senkrecht zu der Vorschubrichtung. Die Passivkraft führt maximal zu einer Verlagerung und vergrößerten Schnitttiefe. Dies ist bei dünnwandigen Bauteilen und Besäumvorgängen unbedeutend und nur bei Stirnfräsvorgängen relevant. Maßgeblichen Einfluss auf die Bahntreue hat dagegen die Vorschubnormalkraft. Diese

sorgt bei dem elastischen System des Roboters zu einem Versatz zur Sollbahn und einem resultierenden abweichenden Arbeitseingriff.

Aufgrund des periodischen Zahneingriffs beim Fräsen werden den statischen Kräften zusätzlich dynamische Störkräfte überlagert. Die dynamischen Kräfte ändern dabei ihre Wirkrichtung, je nachdem ob ein Zahneingriff stattfindet oder nicht. Diese fremderregten Schwingungen regen die Roboterkinematik mit der Frequenz der Störkräfte an. Dabei sind die resultierenden Roboterschwingungen umso ausgeprägter, je ähnlicher die Störfrequenz einer dominanten Eigenfrequenz des Roboters ist [Rös2014]. Im Gegensatz dazu treten selbsterregte Schwingungen auf, wenn impulsartige Wechselwirkungen des Zerspanungsprozesses mit der Roboterkinematik die Eigenmoden des Robotersystems anregen. Dabei sind neben den dominierenden, poseabhängigen Eigenfrequenzen des Roboters auch die poseunabhängigen Eigenfrequenzen der Werkzeugspindel relevant. In den Untersuchungen von CORDES, HINTZE ET AL. [CHA2019] werden diese Ratterschwingungen systematisch untersucht und modelliert. Hier zeigt sich, dass bei Fräsprozessen mit sehr hohen Drehzahlen die Spindelmoden dominant sind und die kinematische Struktur eine untergeordnete Rolle spielt. Bei niedrigen Drehzahlen dominieren hingegen die Moden der Roboterkinematik. Zusammengefasst werden diese Ratterschwingungen unter dem Regenerativem Effekt, dessen Folge eine Welligkeit der Oberfläche oder Kante des bearbeiteten Bauteils sein kann [CHA2019, Rös2014].

Zusammengefasst lassen sich die prozesstechnischen Einflüsse in statische und dynamische Effekte unterteilen, welche von vielfältigen Faktoren abhängen. Insbesondere der Einfluss von Prozesskräften auf die elastische Verformung und Abdrängung des Roboters ist von vielen Prozessparametern wie unter anderem Arbeitseingriff, Schnitttiefe, Vorschub, Roboterstellung, Werkstückmaterial, Fräserdurchmesser, Schneidkantengeometrie und Verschleiß des Werkzeugs abhängig. Eine geeignete angepasste Bearbeitungsstrategie ist daher für präzise Zerspanprozesse ebenso essentiell wie eine Verringerung der mechanischen Nachgiebigkeiten.

2.5.4 Umgebungs- und Temperatureinflüsse

Für Anwendungen höchster Präzision muss das thermische Verhalten der Kinematik stets mit betrachtet werden. Thermische Expansion und Kontraktion führen zu einer Veränderung der geometrischen Maße eines Körpers in Abhängigkeit seiner Temperatur. Der materialspezifische thermische Ausdehnungskoeffizient beschreibt diese Ausdehnung. Für eine reine Längenausdehnung gilt für die Proportionalitätskonstante κ

$$\kappa = \frac{\Delta L}{L \cdot \Delta \tau} . \quad (2.15)$$

Mit den ersten beiden Gliedern der Taylorreihenentwicklung kann eine gute Näherung der Längenänderung L dann beschrieben werden mit

$$L(\tau_1) = L(\tau_0)(1 + \kappa \Delta \tau) \text{ mit } \Delta \tau = \tau_1 - \tau_0 . \quad (2.16)$$

Für Flächen oder Volumenänderungen existieren entsprechende Formeln in Grundlagenliteratur wie in HAYNES und LIDE [HaL2011]. Die thermisch bedingte geometrische Änderung der

Glieder in einer Kinematik führt zu einer geometrischen Abweichung zwischen der wahren Geometrie und dem Steuerungsmodell. Es kommt daher zu einer Abweichung des TCP von seiner Sollpose. Diese Wirkungskette beschreiben BRECHER und WECK für Werkzeugmaschinen [BrW2017]. Eine Übertragbarkeit auf Industrieroboter ist jedoch eins zu eins gegeben.

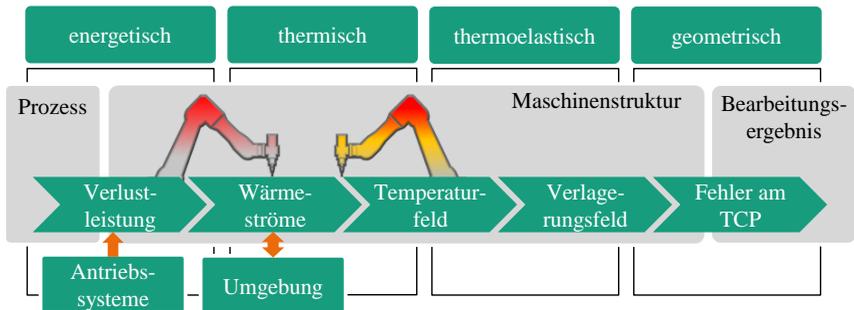


Bild 2.13: Thermo-energetische Wirkungskette bei Strukturverformungen nach [BrW2017]

Als Ursache für die Erwärmung der Maschinenstruktur werden in Bild 2.13 Antriebssysteme und Umgebungseinflüsse exemplarisch angegeben. Dies sind zwei Beispiele für innere und äußere Einflüsse, welche auf die Kinematik wirken. Eine Auflistung weiterer innerer und äußerer Einflüsse auf eine Roboterkinematik ist in Bild 2.14 zu sehen. Die Auswirkung der einzelnen Einflüsse hängt dabei stark von den Parametern des IR ab. Eine exponierte Lage der Motoren führt beispielsweise zu einer besseren Wärmeabfuhr, während intern verbaute Motoren ihre Wärme nur über die Struktur des Roboters abgeben können und daher zu einer erhöhten Erwärmung der Armelemente beitragen.

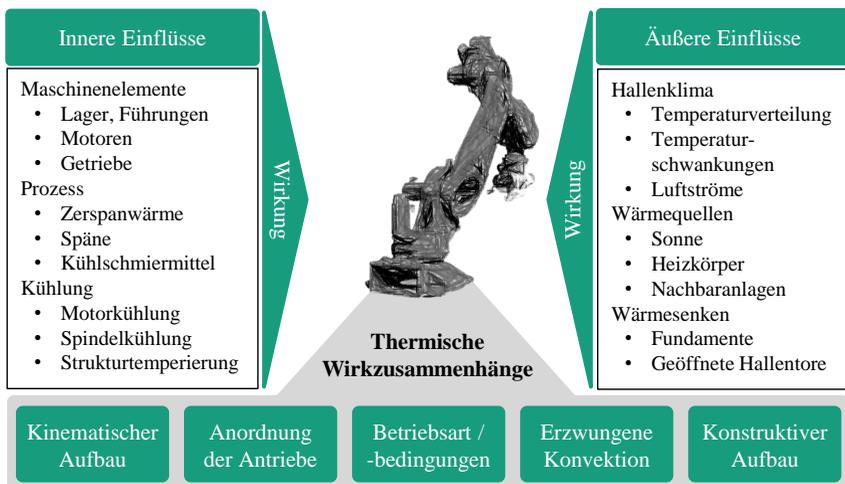


Bild 2.14: Innere und äußere Einflüsse auf die Roboterkinematik nach [BrW2017] und [Grä1999]

Innere Einflüsse

Moderne Industrieroboter werden heutzutage überwiegend mit elektrischen Antrieben betrieben. Sofern keine supraleitenden Antriebe – wie beispielsweise von FESTO [Fes2018] – eingesetzt werden oder eine aktive Kühlung der Motoren eingesetzt wird, entsteht in den Motorwicklungen eine widerstandsbedingte Verlustleistung. Diese wird in Wärme umgesetzt und nicht komplett abgeführt, sodass sich die Peripherie um den Motor erwärmt [APE2013]. Dazu gehören insbesondere die Motorwelle, das Getriebe und die Achslager. In nächster Instanz sind die Armelemente von einer Erwärmung betroffen. Aufgrund der großen Masse und Oberfläche fällt die Erwärmung der Arme deutlich geringer aus als die des Motors und es bedarf langer Verfahrenzyklen, um eine nennenswerte Erwärmung festzustellen. Ein weiterer Punkt sind Reibungseffekte in den Antrieben. Insbesondere bei vielen Richtungswechseln kommt es zu einem Übergang von Gleitreibung zu Haftreibung und umgekehrt. Auch diese Reibungswärme trägt zur Erwärmung der Kinematik bei.

Während eines Zerspanprozesses wird darüber hinaus Prozesswärme umgesetzt. Da der Wärmeeintrag an dieser Stelle hauptsächlich über das Werkzeug auftritt und Spindeln aktiv gekühlt werden, ist der Einfluss auf die Roboterkinematik eher untergeordnet. Eine starke lokale Erwärmung am Werkzeug kann dennoch das geometrische Bearbeitungsergebnis beeinflussen.

Innere Einflüsse wirken – wie der Name bereits sagt – von innen heraus. Die Wärmequellen sind dabei lokal begrenzt und wirken punktuell auf die übrige Kinematik. Für einen langanhaltenden Betriebsfall kann die Erwärmung der Motoren und der damit verbundene Wärmeübergang auf die Armelemente in Bild 2.15 erkannt werden. Für die Visualisierung und Temperaturmessung wird sich dabei der Effekt der Wärmestrahlung zunutze gemacht. Jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunkts emittiert Wärmestrahlung, deren Wellenlänge temperaturabhängig ist. Für die in diesem Fall relevanten Temperaturen liegt die Wellenlänge der Wärmestrahlung im infraroten Bereich und kann mit entsprechenden Thermokameras sichtbar gemacht werden.

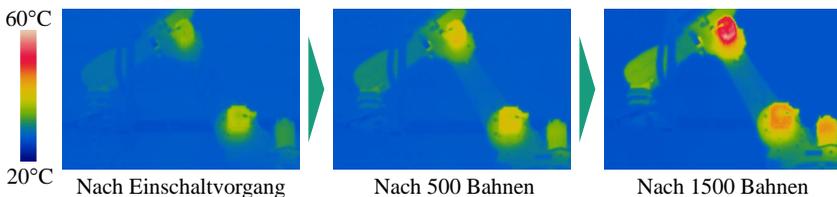


Bild 2.15: Thermografieaufnahmen einer kontinuierlichen Robotererwärmung

In dem Bild 2.15 ist die kontinuierliche Erwärmung der Motoren deutlich zu erkennen. Nach 500 gefahrenen Kreisbahnen ist der Einfluss und Wärmeübergang auf die übrige Kinematik nur sehr gering ausgeprägt. Lediglich im Handgelenk um Achse 5 ist ein leichter Temperaturanstieg der Struktur zu erkennen. Nach bis zu 1500 Bahnen ist ein deutlicher Temperaturanstieg auch in dem Armsegment zu sehen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Motor von Achse 5 innerhalb der Handgelenksachse liegt und eine Wärmeabfuhr nach außen nur über

die Struktur erfolgen kann. Aus diesem Grund ist für die Vermeidung einer Strukturverwärmung eine exponierte Lage der Motoren zu bevorzugen.

Aus Kostengründen werden bei Industrierobotern in der Regel keine Motoren mit Flüssigkühlung eingesetzt, sodass die Wärme an die direkte Umgebung abgegeben werden muss. In starken Belastungsfällen treten bei RICHTER [RIC1998] für die Hauptachsen (Achse 2 und 3) Temperaturanstiege der Motoren um bis zu 30 K auf. Bei BORRMANN [BOR2016] betragen diese nach mehrstündigem Betrieb unter maximaler Last und Geschwindigkeit bis zu 20 K und resultieren in statischen Positionsabweichungen von bis zu 0,5 mm.

Äußere Einflüsse

Äußere Einflüsse sind die Umgebungsbedingungen, denen der Roboter ausgesetzt ist. Diese lassen sich erneut in kurzzeitige oder langperiodische Einflüsse unterteilen. RICHTER nennt als Beispiel eines langperiodischen Einflusses die Sonneneinstrahlung über den Tagesverlauf und den damit zusammenhängenden Raumtemperaturanstieg. Insbesondere in nichtklimatisierten Umgebungen und Regionen mit großen Temperaturschwankungen ist dieser Umstand zu beachten. [Ric1998]

Zu den kurzzeitigen Einflüssen gehören in der Regel erzwungene Luftbewegungen und damit einhergehende Konvektion an der Maschine. Hervorgerufen werden solche Einflüsse z. B. durch geöffnete Hallentore oder geschäftiges Arbeiten in der unmittelbaren Umgebung. Ebenso gehört die Peripherie wie Hallenbeleuchtung oder Absaugeinrichtungen in diese Kategorie. Im Gegensatz zu inneren Einflüssen wirken äußere Einflüsse auf die gesamte Kinematik. Dadurch sind auch relativ geringe Gradienten der Umgebungstemperatur für die Genauigkeit des IR relevant.

Das Bild 4.9 zeigt den Verlauf der Hallentemperatur in der Versuchsumgebung des Roboters über vier Tage im April. Es ist dabei deutlich zu erkennen, dass ab den Mittagsstunden die Temperatur aufgrund erhöhter Sonneneinstrahlung um bis zu 1,5°C ansteigt und über Nacht wieder abkühlt. Der Temperaturanstieg ist in diesem Fall noch moderat. In südlicheren Breitengraden oder kontinentalen Klimaregionen kann der Temperaturunterschied deutlich gravierender ausfallen und eine Klimatisierung der Halle notwendig machen. RICHTER spricht in diesem Zusammenhang von Tagestemperaturdifferenzen von bis zu 10°C [Ric1998].

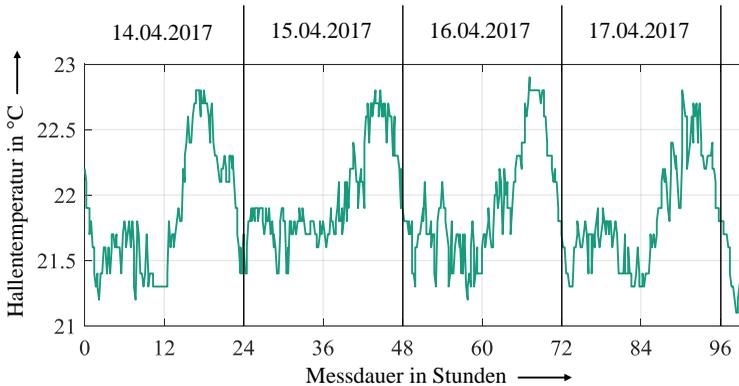


Bild 2.16: Zeitverlauf der Hallentemperatur über vier Messtage

Die genauen Auswirkungen der inneren und äußeren Einflüsse auf Industrieroboter werden unter anderem ausgiebig von BORRMANN [Bor2016], RICHTER [Ric1998], GRÄSER [Grä1999] und EHM [EHM2016] untersucht und sollen an dieser Stelle nicht weiter vertieft werden. Festzuhalten ist hier nur, dass innere und äußere Temperatureinflüsse die Absolutgenauigkeit des Roboters beeinflussen. Inwiefern dieser Einfluss durch Kompensationsansätze und externe Regelkreise ausgeglichen werden kann, wird in den folgenden Kapiteln untersucht.

Umgebungseinflüsse

Die Auswirkungen peripherer Einflüsse auf die Robotergenauigkeit sind schwierig zu quantifizieren und häufig stochastischer Natur. Abgesehen von den zuvor behandelten Einflüssen der Umgebungstemperatur kommen an dieser Stelle alle Einflüsse zum Tragen, die in unmittelbarer Umgebung um den Roboterarbeitsplatz auftreten. SCHNEIDER [SCH2016] nennt explizit den Schwerlastverkehr innerhalb des Gebäudes sowie in unmittelbar benachbarten Gebieten. Ebenso gelten vorbeifahrende Gabelstapler oder über Deckenkräne oder benachbarte Maschinen eingebrachte Schwingungen in das Fundament als mögliche Fehlerquellen. Eine große Bedeutung haben darüber hinaus die Montagebedingungen des Roboters. Bei einer Montage auf weichen Fundamenten können hohe Lasten am Roboter bei exponierten Stellungen zu Einsinkverhalten führen. Gravierender sind solche Auswirkungen bei der Montage des Roboters auf Linearachsen oder mobilen Fahrinheiten. In diesen Fällen bietet es sich je nach Anbindung an, wie bei BORRMANN [Bor2016], die Achse in die Genauigkeitsbetrachtung und Zellenkalibration mit aufzunehmen.

2.5.5 Zusammenfassung der Einflussfaktoren und Auswirkungen auf die Leistungskenngrößen

Die unterschiedlichen Fehlerarten und deren Einflüsse auf den Roboter wurden in den vorhergehenden Abschnitten ausführlich erläutert. Es ist dabei ersichtlich, dass sich die Auswirkungen der einzelnen Einflussfaktoren von ihrer Dimension und ihrer Wirkart unterscheiden. Während beispielsweise thermische Effekte größtenteils die Absolutgenauigkeit des IR beein-

flussen, verringern dynamische Störkräfte hauptsächlich die Bahngenauigkeit. Die Tabelle 2.1 fasst die übergeordneten Einflussfaktoren und deren Auswirkungen auf die Leistungskenngrößen zusammen und orientiert sich dabei an Bild 2.8.

Tabelle 2.1: Auswirkung der Einflussfaktoren auf die Roboter Genauigkeiten

	Absolutgenauigkeit	Wiederholgenauigkeit	Bahngenauigkeit
Steuerungstechnik			
Software			
Hardware			
Kalibrierung			
Mechanik			
Armelemente			
Gelenke			
Antriebe			
Prozesstechnik			
Werkstück			
Werkzeug			
Prozessparameter			
Umgebungsbedingungen			
Thermische Ausdehnung			
Montage			

Einfluss auf die Genauigkeit:  : gering  : mittel  : hoch

In Tabelle 2.1 werden in der dritten Spalte die Bahnabsolut- und -wiederholgenauigkeit zusammengefasst. In der Darstellung ist zu erkennen, dass die größten Einflüsse auf die Roboter Genauigkeit aus der Steuerungstechnik und der Mechanik resultieren. Während diese Einflussfaktoren für alle IR gelten, spielen die prozesstechnischen Einflüsse bei Bearbeitungsaufgaben eine besondere Rolle. Insofern lässt sich in der Literatur eine Abstufung möglicher Optimierungsansätze finden, welche im Folgenden näher vorgestellt werden.

2.6 Identifikation von Optimierungsansätzen

In der Wissenschaft und Technik sind in den vergangenen Jahren vielfältige Methoden zur Steigerung der Genauigkeit von Industrierobotern und im speziellen für Bearbeitungsroboter

entwickelt worden, die sich zu den Fehlereinflüssen in äquivalente Kategorien einordnen lassen. Ein umfassender Überblick über Möglichkeiten zur Steigerung der Genauigkeit von Bearbeitungsrobotern wird unter anderem von BONGARDT [Bon2004], EHM [Ehm2016], RÖSCH [Rös2014], KOTHE [Koth2018] und WEIGOLD [Wei2008] gegeben. Die unterschiedlichen Optimierungsansätze lassen sich in gewissen Grenzen den Einflussfaktoren aus Kap. 2.5 zuordnen.

2.6.1 Kalibrations- und Softwareoptimierung

Bei neuartigen Kalibrationsroutinen, Anpassungen an der Steuerungsarchitektur oder der Implementierung erweiterter Regelungskonzepte besteht oftmals eine große Hürde in der fehlenden Offenheit der Robotersteuerung seitens des Herstellers. Ohne gängige, industrielle Schnittstellen ist es nicht möglich auf die untersten Ebenen der Steuerung zuzugreifen und Optimierungen einfließen zu lassen. Eine Kalibration des Roboters nach aufwendigen Modellen kann nicht weiter verwertet werden, wenn es keine Möglichkeit der Modellanpassung auf Ebene der Robotersteuerung gibt. ABB bietet immerhin eine Option der selbstständigen Absolutkalibrierung des Roboters am Einsatzort, sodass ein Modellfehler zwischen ursprünglichem Einmessen in der Fabrik und der Lieferung und Montage am Einsatzort nachträglich korrigiert werden kann [ABB2015a]. Grund der begrenzten Offenheit ist primär der Schutz der eigenen steuerungsseitigen Software- und Kompensationsstrategien, welche heutzutage den größten Know-how-Anteil der Roboterhersteller ausmachen. Während auf dem umkämpften Massenmarkt für Pick-and-Place-Roboter die Hardwareausstattung dahingehend ausgereizt wird, dass möglichst günstige Hardwarekomponenten eingesetzt werden, welche die aus der Industrie geforderten Toleranzen einhalten, besteht ein Alleinstellungsmerkmal der Roboterhersteller vor allem in den verwendeten Softwarearchitekturen und Kompensationsstrategien [Rös2014, Ehm2016].

Aufgrund des mangelnden Zugriffs auf die Steuerungsparameter werden am Markt einsatzfähige Lösungen in Form von Zusatzmodulen oder Industrie-PCs angeboten, welche vor die eigentliche Steuerung geschaltet werden können. Ein Beispiel ist die von NEW RIVER KINEMATICS entwickelte *SpatialAnalyzer Robot Calibration Appliance*, welche es erlaubt eine selbsterstellte und selbstvermessene Roboterkalibration auf einen IPC zu spielen, welcher direkt mit dem Roboter kommuniziert [New2014, San2016]. Auf diesem externen IPC wird das selbsterstellte, kalibrierte Robotermodell gerechnet und die Achsdaten direkt an die Steuerung weitergegeben. Eine Anpassung des internen Robotermodells findet so nicht statt. Um die nachträgliche Kalibration durchzuführen, ist der Einsatz externer Messtechnik notwendig. Eine gängige Möglichkeit der Kalibration ist der Einsatz eines Lasertrackers und die Vermessung mehrerer Posen im gewünschten Arbeitsraum des Roboters. BORRMANN [Bor2016] ist mit dieser Methode in der Lage einen Standard-Industrieroboter absolutgenau auf durchschnittlich 0,2 mm zu kalibrieren. Die Firma ISIOS setzt stattdessen eine am Endeffektor lokal installierte optische Messeinheit ein, welche bestehend aus mehreren konvergent installierten Laseremittern auf eine Sensoroberfläche zielt, sodass für jeden Laser eine x - und y -Koordinate errechnet werden kann [Kov2013]. Mit genügend unabhängigen Laseremittern ist so die eindeutige Pose des Roboters berechenbar. Auf Basis dieser ermittelten Pose kann erneut eine Kalibration des Roboters durchgeführt werden.

Eine Erweiterung der reinen Roboterkalibration um eine Zellenkalibration stellt WIEST [Wie2001] vor und zeigt dabei unterschiedlichste optische und taktile Einmessverfahren für die Bauteil- und Tooleinmessung. Daraus geht das Patent [Wie2008] hervor, welches ein aus optischen Lasertriangulationssensoren bestehenden Messkopf vorstellt, der mithilfe einer Kugel die Tooltransformation des Roboters hochpräzise messen kann. Mittlerweile ist das daraus entstandene Produkt in Form des *LaserLab* bei der WIEST AG [Wie2016] kommerziell erhältlich.

Neben Kalibrationsroutinen sind vor allem Ansätze bezüglich neuartiger Regelungsstrategien in den Fokus der Forschung gerückt, da mit zunehmender Rechenleistung auch umfangreiche, modellbasierte oder erweiterte Regelungskonzepte eingesetzt werden können. Für den Anwendungsfall einer Werkzeugmaschine zeigt JAEGER [Jae2010] den Einsatz eines getunten Kaskadenreglers und die Weiterentwicklung hin zu einem zustandsraumbasierten Regelungsansatz. Auch wenn sich die Regelung von Werkzeugmaschinen und seriellen Robotern aufgrund der unterschiedlichen mechanischen Kopplungen unterscheiden, so sind bei Werkzeugmaschinen gewonnene Erkenntnisse, insbesondere für die individuelle Betrachtung einzelner Achsen, auf Roboter übertragbar. Einen Einsatz speziell für Industrieroboter stellt THÜMMEL [Thü2006] vor. Auf Basis einer modellbasierten, achsweise linearen Zustandsregelung für Roboter mit elastischen Gelenken kann die Dynamik und Bahngenaugigkeit des Roboters deutlich gesteigert werden. Um die durch den dort eingesetzten Beobachter geschätzten Zustände qualitativ zu verbessern, müssen jedoch an den Achsen zusätzlich Beschleunigungssensoren angebracht werden. Ein zusätzliches Gain-Scheduling der Einzelachsregler ermöglicht die Onlineanpassung der Reglerparameter und damit eine poseangepasste Dynamik des Roboters im gesamten Arbeitsraum. Einen Schritt weiter geht KURZE [Kur2008], welcher ebenfalls eine modellbasierte Regelung nutzt, um die Dynamik des Roboters zu steigern. Neuartig ist hier der Einsatz eines nichtlinearen Beobachters und die Online-Identifikation und Kompensation von Reibung in den Gelenken, sodass auf zusätzliche Messtechnik verzichtet werden kann.

2.6.2 Kompensationsstrategien

Bei Kompensationsstrategien wird anders als bei steuerungsseitigen Optimierungen auf zusätzliche Messtechnik oder Modellierungen zurückgegriffen, um auf den Roboter wirkende Kräfte, Temperaturen oder Abdrängungen zu bestimmen und diesen Störeffekten mit geeigneten Strategien entgegenzuwirken. Insbesondere für die Modellierung statischer und dynamischer Nachgiebigkeit des Roboters existieren diverse Ansätze von u. a. CORDES und HINTZE [CoH2017], DUMAS ET AL. [DCC2011], ALICI und SHIRINZADEH [AIS2005], WANG ET AL. [WZF2009], RÖSCH und ZÄH [RÖZ2013, ZÄR2014]. Durch eine möglichst präzise Modellbildung ist es so möglich bei bekannten Kräften die Abdrängung des Roboters zu berechnen und online zu kompensieren. Diesen Ansatz wählt RÖSCH [Rös2014] für die Implementierung eines Reglers zur Abdrängungskompensation. Mithilfe einer 3-Achs-Kraftmessplattform in der Bauteilaufnahme werden die auf das Fräswerkzeug ausgeübten Kräfte ermittelt und gemeinsam mit der Spindeldrehzahl und den aktuellen Achswinkeln des IR als Eingangsgrößen an einen Regler übermittelt. Basierend auf dem Steifigkeitsmodell können kartesische Korrekturwerte an die Robotersteuerung übertragen und so die Genauigkeit des Systems gesteigert

werden. Einen sehr ähnlichen Ansatz wählt WEIGOLD [WEI2008], nur dass hier ein experimentell ermitteltes Steifigkeitsmodell eingesetzt wird, welches in einem definierten Arbeitsvolumen des Roboters aufgezeichnet wurde. Der Vorteil ist die dadurch höhere Präzision des Modells in genau diesem Arbeitsraum. Allerdings ist das Modell außerhalb des Messvolumens ungenau und eine messtechnische Erfassung der ortsabhängigen Steifigkeiten sehr aufwendig [Rös2014].

Einen weiteren Ansatz zur kraftbasierten Kompensation beschreiben EHM [Ehm2016] und KOTHE [Koth2018]. Insbesondere bei Prozessen, bei denen nicht die absolute Position im Raum entscheidend ist, sondern eine hohe Bahngenauigkeit oder konstante Prozesskraft benötigt wird, kann auf eine aktive Kraftregelung zurückgegriffen werden. Als Beispiel sind hier Polier- oder Entgratvorgänge zu nennen [Ehm2016]. Dabei werden durch Kraft- oder Momentensensorik am Endeffektor [Abe1983] oder über Sensorik in den Gelenken [MAB2018] die auftretenden Prozesskräfte online ermittelt. Durch die Variation der Prozessparameter, wie Vorschub, Drehzahl oder Zustellung wird auf eine konstante Prozesskraft geregelt und so ein gleichmäßiger Materialabtrag oder Poliervorgang gewährleistet [Pru2000].

Neben kraftbasierten Kompensationsstrategien stellen Ansätze zur Temperaturkompensation eine weitere Strategie zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit von Industrierobotern dar. Während bei Werkzeugmaschinen für hochpräzise Bearbeitungsvorgänge eine Klimatisierung der Arbeitszelle und der Maschinenstruktur zum Stand der Technik gehört [WeG2013], steht bei robotischen Anwendungen eine aktive Temperaturregulierung nur für Sonderanwendungen im Fokus und wird bei Standardsystemen kaum eingesetzt. Bis vor circa 20 Jahren haben die thermisch induzierten Abweichungen, welche in Kap. 2.5.4 vorgestellt wurden, bei der Genauigkeitsanalyse von Industrierobotern aufgrund der überwiegenden mechanischen und steuerungsseitigen Fehlerquellen eine untergeordnete Rolle gespielt. Mit den Arbeiten von RICHTER [Ric1998] und auch GRÄSER [Grä1999] wurde das Temperaturverhalten von Industrierobotern und die Auswirkungen auf strukturelle Verformungen untersucht. Dabei können Optimierungsansätze nach RICHTER [Ric1998] unterschieden werden nach:

- Vermeidung der Ursachen für die Erwärmung
- Konstruktive Maßnahmen (vgl. Kap. 2.6.4) und
- Kompensatorische Maßnahmen

Letztere lassen sich wiederum unterscheiden in Kompensationen der Ausdehnung, Verbiegung oder Winkeländerung der Strukturkomponenten im Betrieb durch den Abgleich von realer Geometrie und Robotermodell und in eine Kompensation über den Abgleich der Soll- und Istgeometrie mit externer Messtechnik und eine entsprechende Korrektur der Pose um die ermittelte Abweichung [Ric1998]. Das zuletzt erwähnte Vorgehen wird in Kap. 6.7 näher untersucht. RICHTER [Ric1998] wählt an dieser Stelle den Ansatz des Ausgleichs von Verlagerungen des TCP mithilfe von temperaturbasierten Verformungsmodellen an einem SCARA-Roboter. Die Kompensation im späteren Betrieb erfolgt daraufhin indirekt, das heißt ohne den Einsatz zusätzlicher Messtechnik, und ist dementsprechend anfällig gegenüber stochastischen und systematischen Fehlergrößen. GRÄSER [Grä1999] erweitert die Modellbildung auf 6-Achs-Roboter und entwickelt darüber hinaus ein Kalibrierverfahren zur indirekten, steuerungsseitigen Kompensation thermischer Einflüsse auf die Genauigkeit des Roboters. Mittels

der Kombination aus einer einfach zu implementierenden direkten Kompensation durch die Online-Kalibration des kinematischen Robotermodells in verschiedenen thermischen Zuständen und einer indirekten Kompensation mithilfe eines thermischen Verlagerungs-Modells, welches als Eingang Temperaturmessungen durch Thermoelemente nutzt, kann EHM [Ehm2016] die Vorteile beider Methoden kombinieren.

Unter „Vermeidung der Ursachen für die Erwärmung“ fällt neben der Vermeidung äußerer Einflüsse auch die Vermeidung von Wärmeübergang zwischen den internen Wärmequellen und potentiellen Wärmesenken, wie den Strukturelementen [Bon2004]. Das Patent von KUKA durch HIETMANN und FINSTERWALDER [HiF2001] sieht dafür eine Ausstattung der Roboterkinematik mit zusätzlichen aktiven und passiven Kühlelementen vor. Die Kühlelemente werden auf oder nahe der Wärmequellen platziert, um für eine direkte Wärmeabgabe an die Umgebung zu sorgen und eine Erwärmung der Struktur zu vermeiden. Zusätzlich kann auch die Struktur mit Kühlelementen versehen werden, um selbst geringe Temperaturunterschiede zu der Umgebungstemperatur auszugleichen. Aufgrund der zusätzlichen Kosten und dem vergleichsweise geringen Effekt sind solche Installationen jedoch selten aufzufinden [Bon2004]. Den umgekehrten Weg schlägt RICHTER [Ric1998] vor. Durch eine aktive Temperierung der Wärmesenken auf das Niveau des thermisch stabilen Zustands des Roboters im Betrieb werden thermisch konstante Bedingungen geschaffen, in denen der Roboter kalibriert und eine anschließende temperaturbedingte Ausdehnung der Kinematik vermieden wird. Auch dieser Ansatz ist in der Praxis aufgrund des hohen zusätzlichen Energiebedarfs aus ökologischen und wirtschaftlichen Gründen selten anzutreffen.

2.6.3 Prozessoptimierung

Unter Prozessoptimierung sind Strategien zu verstehen, welche den Bearbeitungsprozess oder die Bearbeitungsparameter dahingehend anpassen, dass es in der Folge zu optimalen Bearbeitungsergebnissen kommt. Im Fokus steht bei spanender Bearbeitung vor allem die Kanten-, Oberflächen- oder Bohrlochqualität. Ein zum vorangegangenen Abschnitt übergreifendes Bestreben ist daher das Erreichen einer konstanten Prozesskraft. Über geeignete poseabhängige Steifigkeitsmodelle kann dann die Abdrängung berechnet und über eine Anpassung der Vorschubgeschwindigkeit konstant gehalten werden [SOR2012].

Aufgrund der geringeren Steifigkeit der IR im Vergleich zu Werkzeugmaschinen ist auch die Wahl des Fräswerkzeugs entscheidend. Bei Versuchen mit zwei- und fünfschneidigen Werkzeugen hat ABELE [Abe2007] festgestellt, dass der Einsatz eines zweischneidigen Fräasers Vorteile bei der Begrenzung der Prozesskräfte aufweist, da im Gegensatz zum fünfschneidigen Fräser immer nur eine Schneide gleichzeitig im Eingriff ist. Weitere Parameter, die angepasst werden können, sind die Erhöhung des Werkzeugdurchmessers für höhere Schnittgeschwindigkeiten, die Variation des Spanwinkels oder die Wahl des Werkzeugmaterials [Abe2007]. Neben der Abdrängung ist besonders die Reduktion oder Vermeidung von prozessbedingten Ratterschwingungen von Interesse. ALTINTAŞ und BUDAK [AIB1995] haben dazu allgemeine Grundlagenversuche durchgeführt, welche RÖSCH [Rös2014] auf Industrieroboter übertragen hat. Es hat sich herausgestellt, dass primär die Schnitttiefe und die Drehzahl für ein stabiles Bearbeitungsverhalten verantwortlich sind und durch deren geschickte Kombination roboterbasierte Ratterschwingungen maßgeblich reduziert werden können [Rös2014].

Ein weiterer Punkt hinsichtlich Prozessoptimierung ist die gezielte Planung der Bearbeitungsbahn. Dies kann einerseits durch geschickte Anordnung des Bauteils im Arbeitsraum und gleichzeitig günstige Achskonfigurationen geschehen, sodass sich der IR während des Bearbeitungsvorgangs in einer möglichst steifen Konfiguration befindet [Ehm2016] oder andererseits durch eine gezielte Offline-Bahnplanung- und Korrektur im Vorfeld der Bearbeitung. Letzteres verfolgt BAUER [Bau2011] mit zwei unterschiedlichen Ansätzen. Einerseits wird dort eine modellbasierte Offline-Korrektur auf Basis einer Simulation des zu erwartenden Roboterhaltens und zu erwartender Fräskräfte entwickelt, welche die so simulierten Roboterfehler mit der Bearbeitungsgeometrie im CAD/CAM System vergleicht und die Bearbeitungsbahn entsprechend entgegengesetzt der voraussichtlichen Fehler anpasst. Als zweiten Schritt werden unkompensiert gefertigte Probebauteile optisch vermessen und die geometrischen Abweichungen zur Sollgeometrie ausgewertet. Auf dieser Basis kann erneut eine angepasste Fräsbahn generiert werden. Einen ähnlichen Ansatz auf rein virtueller Ebene haben KOTHE, STÜRMER ET AL. [KSK2016] gewählt. Dafür werden vorgegebene Bearbeitungsbahnen in NC-Code übersetzt und in eine CAD/CAM-basierte Volumensimulation überführt. Dadurch werden die interpolierten Bahnen der Steuerung, wie diese als Eingangswerte an die Antriebsregler gegeben würden, abgebildet. Als Ergebnis wird ein virtuelles Bauteil erzeugt, welches bereits dynamische Interpolationsfehler enthält. Ein Vergleich des virtuellen Bauteils mit einem bearbeiteten Bauteil zeigt, dass die Steuerung bereits internes Wissen über dynamisch zu erwartende Bahnfehler aufweist. Die Simulation kann anschließend genutzt werden, um die simulierten Bahnfehler offline auf die NC-Bahn aufzuschalten und so die finalen Bearbeitungsfehler zu minimieren.

2.6.4 Strukturoptimierung

Die Strukturoptimierung ist ein wesentlicher Punkt bei der Auslegung der Roboterkinematik für spanende Bearbeitungsaufgaben. Da die Steifigkeit bei Handhabungsaufgaben eine untergeordnete Rolle spielt und durch die Reduzierung des Materialeinsatzes in den Strukturelementen höhere Geschwindigkeiten bei gleichzeitig geringerem Energieverbrauch realisiert werden können, streben viele Roboterhersteller eine Einsparung von schwergewichtigen Bauteilen an [Ehm2016, Möh2017]. Oftmals hat dies eine erhöhte Nachgiebigkeit und Schwingungsneigung oder ungünstige Temperaturverteilung und damit thermoelastische Verformung zur Folge [Rös2014, Ric1998]. Daher werden Bearbeitungsroboter in der Regel so gewählt, dass die maximale Traglast um etwa eine Größenordnung über den zu erwarteten Prozesskräften liegt. Die gezielte Auslegung einer Roboterserie für reine Bearbeitungsaufgaben ist eher selten zu finden. Eine Ausnahme macht ABB mit dem Modell *IRB 6660-205/1.9* [ABB2015b]. Durch den Einsatz eines zusätzlichen Armelements parallel zur Schwinde soll eine höhere Steifigkeit gewährleistet werden. Einen ausführlichen Vergleich zwischen dem *IRB 6660-205/1.9* und einem *KUKA KR300-R2500* [Kuk2013b] mit sogar 50% höherer Traglast führte KOTHE [Koth2018] durch und stellte eine im Mittel um ca. 20% höhere Steifigkeit des ABB-Modells gegenüber dem KUKA-Roboter fest. Auf der Gegenseite schränkt die Parallelachse den Arbeitsraum des Roboters gegenüber vergleichbaren Modellen ohne Parallelachse ein. Dieser Kinematiktyp eignet sich damit hauptsächlich für Anwendungen zentral vor dem Roboter.

Eine weitere Strukturanpassung beschreibt KOTHE [Koth2018] mit der Schrägstellung eines IR auf einer schiefen Ebene mit einem Neigungswinkel von 15° . Durch diese Anordnung liegt die Rotationsachse des ersten Gelenks nicht mehr parallel zum Schwerfeld und das Getriebe ist permanent vorgespannt. Aufgrund dieser Vorspannung verschiebt sich das wirkende Vorspannmoment aus dem Ursprung der Hysteresekurve (vgl. Bild 2.10) in den ersten Quadranten, sodass Umkehreffekte, die Hysterese und die Nachgiebigkeit des Systems verringert werden können. Laut RÖSCH [Rös2014] und EHM [Ehm2016] können durch den Einsatz moderner Cycloid- oder Harmonic Drive-Getriebe die Hysterese- und Umkehreffekte verringert sowie eine weitestgehende Spiel- und Losefreiheit hergestellt werden. ROSENBAUER [Ros1995] hat dazu diverse Getriebetypen auf Torsionssteifigkeit, Spiel, Hysterese und Eigenfrequenzen hin untersucht. Wie auch bei dem Einsatz zusätzlicher Versteifungselemente fallen die präzisesten Getriebe oftmals dem Kostendruck der Roboterhersteller zum Opfer und werden nur in Spezialrobotern oder Einzelstücken verbaut [Puz2011]. Als neues Getriebekonzept können hier die *Galaxy-Getriebe* von WITTENSTEIN genannt werden, welche gegenüber konventionellen Getrieben höhere Drehsteifigkeiten, Wirkungsgrade, Gleichlaufgenauigkeiten und absolute Spielfreiheit bieten [WaB2016]. Der Einsatz dieser Getriebe in robotischen Systemen ist derzeit Stand der Forschung und soll in dem Fraunhofer Verbundprojekt FLEXMATIK 4.1 [RHS2016] weitergehend untersucht werden.

Unter Optimierungsansätze mittels Strukturoptimierung fallen neben konstruktiven Anpassungen auch der Einsatz zusätzlicher Systeme, Kinematiken oder Baugruppen, welche die Roboterkinematik erweitern. Als Beispiel können hier vor allem spezialisierte Endeffektoren genannt werden, bei denen der Roboter nur die Positionieraufgabe übernimmt und die Bearbeitung durch den Endeffektor durchgeführt wird. Vor allem für Bohr- oder kombinierte Bohr-Nietaufgaben sind zahlreiche Bohr-Nietköpfe für robotische Systeme am Markt erhältlich [Log2016, DeV2014]. Unter dem Pseudonym *Power RACe* geht BROETJE-AUTOMATION GMBH mit der Entwicklung eines robotischen Systems eigens für das Bohren und Nieten großer Flugzeugstrukturen einen Schritt weiter [Dil2017]. Durch die massive Auslegung der Kinematik und die Kombination von Drehachsen mit linearen Stellgliedern wird hier ein hinsichtlich der Steifigkeit optimierter Roboter aufgebaut, welcher die Prozesskräfte beim Bohren und Nieten aufnehmen kann. Einen weiteren Ansatz wählt PUZIK [Puz2011] durch den Einsatz einer Ausgleichseinheit auf Basis von Piezo-Aktoren, welche auf einem Maschinentisch unterhalb der Werkzeugspindel eingesetzt wird und in der Lage ist die Position der Spindel in drei Freiheitsgraden dynamisch zu korrigieren. In diesem Fall wird das Bauteil durch den Roboter geführt. Die Stellwege der Ausgleichsaktorik sind je Freiheitsgrad dabei auf ca. 0,5 mm begrenzt, sodass zwar dynamische Bahnfehler bis unterhalb der ersten Eigenfrequenz der Ausgleichsaktorik von etwa 32 Hz ausgeglichen werden können, größere Absolutfehler des Roboters jedoch den Arbeitsraum der Ausgleichsaktorik überschreiten. Einen sehr ähnlichen Ansatz wählt SCHNEIDER [Sch2016], welcher ebenfalls eine Ausgleichsaktorik auf Basis von Piezo-Aktoren entwickelt. Auch hier führt der Roboter das Bauteil und die Ausgleichsaktorik inklusive der Spindel wird extern positioniert. Auf diesem Weg ist es SCHNEIDER möglich hochdynamische Schwingungen der Roboterkinematik auszugleichen ohne diese durch die Ausgleichsbewegungen erneut anzuregen. Begrenzt werden diese Ansätze durch die Anordnung des Gesamtaufbaus mit extern positionierter Spindel, sodass der Arbeitsraum des Roboters und die maximal zu bearbeitende Bauteilgröße eingeschränkt sind.

3 Rahmenbedingung und Vorgehensweise

Die robotische Bearbeitung von großen Leichtbauteilen, wie diese unter anderem in der Luftfahrtindustrie benötigt werden, stellt hohe Anforderungen bezüglich Genauigkeit, Taktrate und Flexibilität an die Maschine. Um die Vorgaben und Toleranzansprüche aus der Industrie einzuhalten, reichen Standardindustrieroboter allein nicht aus. Daher sind Maßnahmen notwendig, um Roboter für diese Bearbeitungsaufgaben zu qualifizieren und gegenüber bislang eingesetzten Fertigungskonzepten mit großen Werkzeug- oder Sondermaschinen konkurrenzfähig zu machen. Optimierungsansätze auf Basis von Modellbildung, Kompensationsstrategien oder Strukturoptimierung wurden in Kap. 2.6 ausführlich vorgestellt. Eine weit verbreitete Meinung in der Wissenschaft und Technik ist, dass die Optimierungen aus dem Roboter-system oder der bestehenden Steuerung selbst entstehen müssen, da der Einsatz zusätzlicher Messtechnik, Sensorik oder Komponenten die Kosten des Systems soweit steigern würden, dass die Wettbewerbsfähigkeit auf dem hart umkämpften Robotermarkt gegenüber der Konkurrenz gefährdet wäre (vgl. [Wei2008, Rös2014, Ehm2016, Sch2016]). Für einen direkten Vergleich zwischen konkurrierenden Roboterherstellern ist diese Argumentation auch in Anbetracht von Bearbeitungsaufgaben als Nischenanwendung für Industrieroboter nachvollziehbar. Dennoch wird mit einer zunehmenden Genauigkeitssteigerung von IR der Einsatz als Bearbeitungsmaschine immer attraktiver. In diesem Anwendungsspektrum konkurrieren hochpräzise Industrieroboter nicht mehr mit günstigen Handhabungsrobotern, sondern mit Werkzeugmaschinen, deren Anschaffungskosten in vergleichbaren Arbeitsvolumen deutlich höher ausfallen. Aus diesem Grund ist es möglich den Einsatz zusätzlicher interner oder externer Messsysteme und die damit steigenden Grundkosten des IR zu rechtfertigen und eine marktfähige Nische zwischen Standardrobotern und Werkzeugmaschinen zu finden.

Die Möglichkeit der Integration zusätzlicher Messsysteme in das robotische System, insbesondere im Hinblick auf die notwendigen steuerungsseitigen Anpassungen, stellt bei Standardrobotern eine nicht zu vernachlässigende technologische Hürde dar, da die Offenheit und die Schnittstellen zu den Robotersteuerungen der Hersteller teils stark eingeschränkt sind. Aus diesem Grund wird für die Untersuchungen auf eine Roboterkinematik der MABI ROBOTICS AG zurückgegriffen, welche mit Antriebs- und Steuerungstechnik der Firma SIEMENS ausgestattet ist. Der direkte Zugriff auf die kinematischen Daten des Roboters und die von Werkzeugmaschinen bekannte Offenheit der Steuerung erlauben einen tiefen Eingriff und optimale Implementierungsmöglichkeiten der zusätzlichen Messtechnik und damit verbundene angepasste Regelungsstrategien.

3.1 MABI MAX-150-CNC-Roboter

Der MABI MAX-150 besitzt mit einer Traglast von 150kg und einer Reichweite von 2245 mm ähnliche Leistungsdaten, wie die ebenfalls für Bearbeitungsaufgaben eingesetzten 6-Achsroboter der *Quantec*-Serie von KUKA und der *6000er*-Linie von ABB. [ABB2015b, ABB2013b, Kuk2013a, Kuk2016b, Mab2017]. In dem Forschungsprojekt PROSHP 2 „*Flexible Präzisionsbearbeitung von CFK-Großstrukturen mit Industrierobotern*“ [SKH2014] hat MABI ROBOTICS AG die Kinematik MABI MAX-150 zur Verfügung gestellt, um dort interne

Messtechnik und externe Steuerungskomponenten einbringen zu lassen. Damit sind die Offenheit der Steuerung und konstruktive Anpassungen für die Messtechnikintegration gewährleistet.

Für das Projekt und die folgenden Untersuchungen, wurden Antriebseinheiten – bestehend aus Motor und Leistungselektronik – der SIEMENS AG eingesetzt. Durch die bekannten geometrischen Abmessungen und Getriebedaten des Roboters und die durchgängige Verwendung von *Siemens*-Komponenten sind alle Voraussetzungen geschaffen, um eine roboterbasierte Lösung auf einer *Siemens*-Steuerung aufzubauen (vgl. Kap. 3.2). Ausgestattet wird der Roboterendeffektor mit der Motor-Frässspindel *SLQ120-H5030AE-AIR* der Firma SL-STEFFEN LENSENSE mit einer Nenndrehzahl von 30000 U/min und einer Dauerleistung von 16 kW [Ste2013].

In dem Forschungsprojekt stand neben der Genauigkeitssteigerung auch die Mobilisierung des Roboters im Fokus. Dafür wurde gemeinsam mit der LUDWIG SCHLEICHER GMBH eine mobile Plattform entwickelt, mit welcher der Arbeitsraum des Roboters deutlich erweitert werden kann. Für den Fräsbetrieb wird die Plattform auf drei festen Füßen abgesenkt, sodass ein stabiler Betrieb des Roboters gewährleistet ist. Es konnte nachgewiesen werden, dass die Plattform während des Fräsprozesses keinen wesentlichen Einfluss auf die Genauigkeit des Roboters und das Bearbeitungsergebnis ausübt [SMK2016].

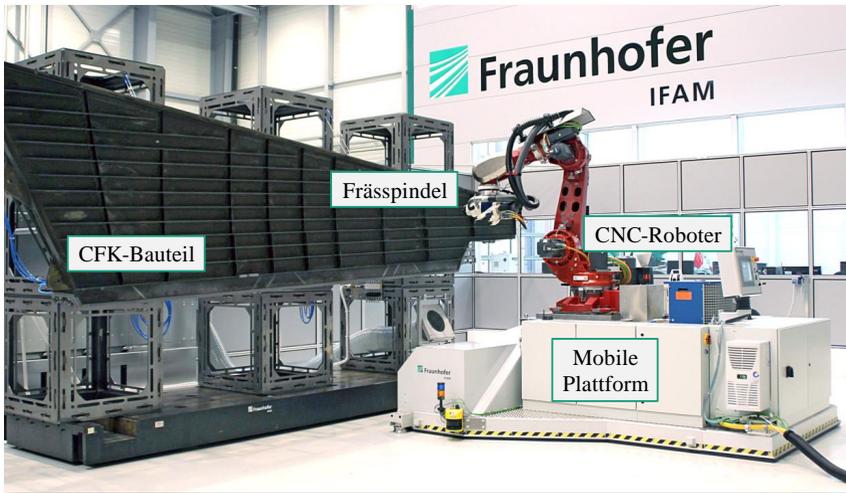


Bild 3.1: Mobile Plattform mit CNC-Roboter und Frässpindel (© Fraunhofer IFAM)

3.2 Siemens *Sinumerik 840D sl* CNC-Steuerung

Die CNC-basierte Siemenssteuerung *Sinumerik 840D sl* erlaubt eine von Werkzeugmaschinen bekannte Bahnplanung und Programmierung in NC-Code nach ISO 6983-1 [ISO6983-1]. Ursprünglich entwickelt für fünfachsiges Werkzeugmaschinen zum Bearbeiten von Freiformflächen, ist es möglich die Steuerung durch zusätzliche Funktionalitäten für weitere Anwen-

dungsfälle zu erweitern. So kann durch das Modul „*RobX*“ ein Robotermodell hinterlegt und der Roboter wie eine herkömmliche CNC-Maschine genutzt werden. Dies hat auf der einen Seite den Vorteil, dass Fachkräfte, denen der Umgang mit CNC-Werkzeugmaschinen bekannt ist, keine individuellen Robotersteuerungen bedienen müssen und andererseits auf die fortgeschrittenen Bahnplanungs- und Interpolationsalgorithmen der *Sinumerik*-Steuerung zurückgegriffen werden kann.

Für das bessere Verständnis der folgenden Abschnitte sollen an dieser Stelle einige Begrifflichkeiten aus der *Siemens*-Steuerung erläutert werden. *Sinumerik* bezeichnet die CNC-Steuerung bei der SIEMENS AG. Auf dieser laufen alle Algorithmen bezüglich der Achstransformationen, Koordinatensysteme und NC-Bahnplanung zusammen. In diesem Projekt kommt die *Sinumerik 840D sl* als eine der derzeit leistungsstärksten CNC-Steuerungen zum Einsatz [Sie2017]. In dem NC-Kernel der Steuerung existieren drei Abstufungen von priorisierten Tasks: Hochpriorisierte Echtzeittasks, niedrigpriorisierte Echtzeittasks und nicht-zyklische Tasks. In den nicht-zyklischen Tasks werden in der Regel Hintergrundprozesse durchgeführt, welche für die direkte Antriebsregelung eine untergeordnete Rolle spielen. Wichtiger sind die niedrigpriorisierten Tasks, welche zyklisch ablaufen und welche unter anderem für die Interpolation der Bahnwerte und Umrechnung der Soll-Trajektorien in Soll-achswinkel verantwortlich sind. Aus diesem Grund wird der zyklische Takt, in dem diese übergeordnete Bewegungssteuerung durchgeführt wird, auch als *IPO-Takt* bezeichnet. Der IPO-Takt wird in diesem System auf 8 ms festgelegt. Die interpolierten Bahnwerte werden in der Folge an den Lageregler übergeben. Dieser läuft in einer hochpriorisierten, höherfrequenten Task und ist in der Lage den IPO-Takt zu unterbrechen. Aufgrund der anschließenden Ansteuerung der Antriebe wird dieser Takt auch als *Servo-Takt* bezeichnet und läuft hier zyklisch mit 0,5 ms. Die Berechnung der Lageregelung erfolgt bereits in einzelnen Instanzen für jede Achse, sodass in der Folge die anschließende Drehzahl- und Stromregelung auf den einzelnen Antriebseinheiten mit nochmals gesteigerten Taktraten laufen. Auf das genaue Regelungskonzept der hier eingesetzten Kaskadenregelung wird näher in Kap. 4.3 eingegangen.

Um die Trajektorie der Maschine durch zusätzliche interne oder externe Messsysteme beeinflussen zu können, ist eine Schnittstelle zur Bahnplanung notwendig. Bei Werkzeugmaschinen ist der Einsatz zusätzlicher Linearmaßstäbe an den Achsen oder eine Temperaturkompensation bereits Stand der Technik [WeB2006]. Daher sieht auch die *Sinumerik 840D sl* die direkte Möglichkeit vor abtriebsseitige Messsysteme einzubinden.

Zusätzlich existiert mit dem *Universal Compensation Interface (UCI)* ein zweistufiges Konzept für die Beeinflussung der Achsdaten einer CNC-Maschine im IPO-Takt [Sie2015]. Die *UCI-Base* stellt dabei die grundlegenden Kommunikationsschnittstellen zwischen dem NC-Kernel und der anwenderprogrammierten *UCI-App* bereit. In der *UCI-App* kann in Hochsprachen wie C oder C++ individueller Programmcode erstellt und über festgelegte Funktionen an die Steuerung übergeben werden. So ist es unter anderem möglich in der *UCI-App* achsbasierte Referenzwerte aus der Bahnplanung im IPO-Takt abzugreifen und Kompensationswerte aufzuschalten. Dies ermöglicht eine gezielte Beeinflussung der Achswerte nach der Bahnplanung und vor der Feininterpolation des Servo-Takts. Ursprünglich wurde die UCI für die Temperatur- oder Lastkompensation einzelner Maschinenachsen genutzt, indem Verformungsmodelle in der *UCI-App* implementiert wurden. Die *UCI-App* kann jedoch auch für dynamische Kompensationsstrategien genutzt werden, welche die Rechenzeit des IPO-Takts

nicht überschreiten. Sie bildet damit eine essentielle Grundlage für die später in dieser Arbeit vorgestellten externen Regelkreise mit einer Stereokamera (Kap. 1) oder einem Lasertracker (Kap. 1).

3.3 Vorgehensweise und Umsetzung

Mit den in Kap. 1 vorgestellten Randbedingungen wird in der Folge eine dreistufige Untersuchung des Gesamtsystems aus Roboter, Steuerung und zusätzlicher Messtechnik umgesetzt. Das Vorgehen zur Entwicklung eines hochgenauen Bearbeitungsroboters in dieser Arbeit umfasst die Untersuchung der Einsatzfähigkeit zusätzlicher interner und externer Messtechnik zur Erfassung von Geometrieabweichungen, die über die im Status quo eingesetzten Messsysteme (hauptsächlich die Motorencoder) nicht erfasst werden können. Die drei untersuchten Messsysteme sind gemeinsam in Bild 3.2 dargestellt. Als interne Messsysteme kommen dafür direkte, abtriebsseitige Messsysteme zum Einsatz, welche auf allen sechs Roboterachsen installiert werden. Neben einer reinen Verbesserung der Achswinkelmessung sollen die zusätzlichen Informationen der abtriebsseitigen Winkelmessung hinsichtlich einer Steigerung der Bahngenauigkeit und einer virtuellen Versteifung des Robotersystems geprüft werden. Die Untersuchungen sind dazu in Kap. 1 zu finden.

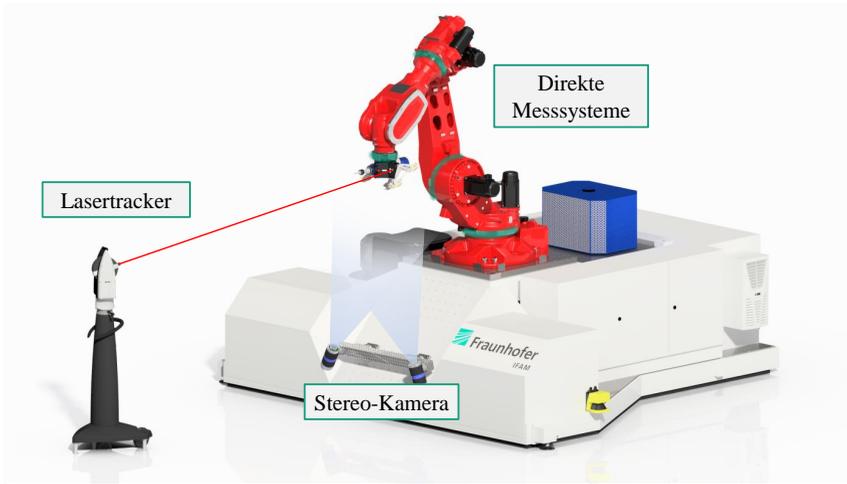


Bild 3.2: Übersicht der drei eingesetzten zusätzlichen Messsysteme

Externe (Pose-)Messsysteme bieten darüber hinaus den Vorteil alle Abweichungen zwischen Soll- und Istlage unabhängig von ihrer Ursache bestimmen zu können. Aus diesem Grund wird in Kap. 1 ein Stereo-Kameramesssystem vorgestellt, welches zur externen Fehlerdetektion und Regelung der Roboterpose genutzt werden kann. Um die Endeffektorpose präzise ermitteln zu können, wird dafür auch die Entwicklung und Einmessung eines Messmarkenhalters sowie das benötigte externe Regelungskonzept vorgestellt.

Abgeschlossen werden die Untersuchungen mit einer Erweiterung der externen Poseregelung mithilfe eines Lasertrackers in Kap. 1. Neben einer Posemessung wird hier untersucht, inwiefern eine externe Positionsregelung bereits ausreicht, um die Roboter Genauigkeit zu steigern. Gleichzeitig ist es mit der dynamischen Lasertrackermessung möglich höherfrequente Abweichungen zu detektieren, sodass Bahngenauigkeitsuntersuchungen auch unter extern einwirkenden Kräften, wie diese bei Fräsanwendungen auftreten, durchgeführt werden können. Abgeschlossen werden die Untersuchungen mit Versuchen zur Dauerbelastung unter realistischen Bedingungen und der damit verbundenen Erwärmung der Roboterstruktur.

4 Einsatz abtriebsseitiger Messsysteme

Elektrische Antriebssysteme bestehen zumeist aus einem Elektromotor in Kombination mit einem Getriebe. Während Elektromotoren in der Regel in diskreten Ausbaustufen realisiert werden, ist es mithilfe eines Getriebes möglich an der Abtriebsseite die gewünschte Geschwindigkeit und das benötigte Moment zu realisieren. Auf diese Weise können Elektromotoren kleinerer Bauart mit hohen Drehgeschwindigkeiten verwendet werden, wie diese auf dem Markt zur Verfügung stehen. Um den Motorwinkel zu bestimmen, werden absolute oder inkrementelle Drehgeber direkt auf der Motorwelle befestigt. Die entsprechenden Achswinkel auf der unteretzten Seite des Getriebes werden dann entsprechend des Untersetzungsverhältnisses aus den Motorwinkeln berechnet. Die Auflösung der abtriebsseitigen Achswinkel wird dadurch um den Faktor des Untersetzungsverhältnisses gesteigert und liegt herstellerabhängig in einem Bereich um $0,1''$. In einem idealisierten Modell ist das Untersetzungsverhältnis konstant. In der Realität führen jedoch vielfältige Einflüsse zu einem variierenden, zeitvarianten Untersetzungsverhältnis. Mögliche Einflussgrößen sind Reibung, Torsionsmomente, Beschleunigungen oder thermische Expansion. Daher entspricht der am Motor gemessene und auf die Abtriebsseite umgerechnete Achswinkel φ nie exakt der wahren Achsstellung θ , wie bereits in Bild 2.11 dargestellt ist.

Bei konventionellen seriellen Knickarmrobotern, und auch dem hier verwendeten *MABI MAX-150*, ist diese mechanische Anordnung Grundlage eines jeden Gelenks. Aufgrund des seriellen Aufbaus der Roboterkinematik summieren sich auftretende Achswinkelfehler über die gesamte kinematische Kette bis zum TCP auf. Als Faustformel kann festgehalten werden, dass der Einfluss eines Winkelfehlers auf die Gesamtgenauigkeit wächst, je weiter ein Gelenk vom TCP entfernt ist. Die Ursachen für Winkelfehler sind an dieser Stelle vielfältig und werden in Kap. 2.5.2 ausführlich behandelt. Einen Überblick der Fehler bringt RUDERMAN mit einem Modellierungsansatz für Elastizitäten in einem Robotergetriebe. Als Fehlerquellen werden neben Elastizitäten hier vor allem nichtlineare Effekte wie Hysterese, Stick-Slip und Getriebeispiel erwähnt [Rud2012a, KPS2015]. Diese gesammelten Einflüsse fassen CORDES und HINTZE unter dem gemeinsamen Begriff des *Umkehrfehlers* zusammen [CoH2017]. In der Folge wird daher in diesem Zusammenhang stets von *Umkehreffekten* gesprochen. Die Berechnung oder Modellierung und die weiterführende Kompensation der Umkehreffekte ist insbesondere aufgrund der Nichtlinearitäten sehr komplex. Mögliche Ansätze werden dazu in Kap. 2.6.2 vorgestellt. Unabhängig davon, welcher Fehlereinfluss dominiert, ist das Wissen über den tatsächlichen Achswinkel auf der Abtriebsseite für die Roboterpositionierung und insbesondere die Bahntrauheit entscheidend. Aus diesem Grund ist neben der Modellierung der Umkehreffekte in den letzten Jahren der Ansatz zusätzlicher Messsysteme populär geworden. Durch die Installation von Drehgebersystemen auf der Abtriebsseite ist es möglich den Achswinkel messtechnisch direkt zu ermitteln. In dem Patent von DEVLIEG von ELECTROIMPACT INC. ist der Einsatz eines abtriebsseitigen Messsystems für einen Industrieroboter beschrieben, um einen präzisen Bearbeitungsroboter zu realisieren [Dev2009]. Fortgeführt wurde diese Idee von SAUND und DEVLIEG, indem ein Standardroboter nachträglich mit abtriebsseitigen magnetischen Messsystemen und einer CNC-Steuerung ausgestattet wurde [SaD2013]. Eine ähnliche Herangehensweise hat sich der Roboterhersteller FANUC ROBOTICS AMERICA patentieren lassen. Dabei wird insbesondere auch das Steuerungskonzept für die

Einbindung der zusätzlichen Messsysteme berücksichtigt [TWT2010]. Da beide Patente nur in den Vereinigten Staaten Gültigkeit haben, spricht derzeit nichts gegen eine eigene Entwicklung abtriebsseitiger Messtechnik an einem Roboter in Europa.

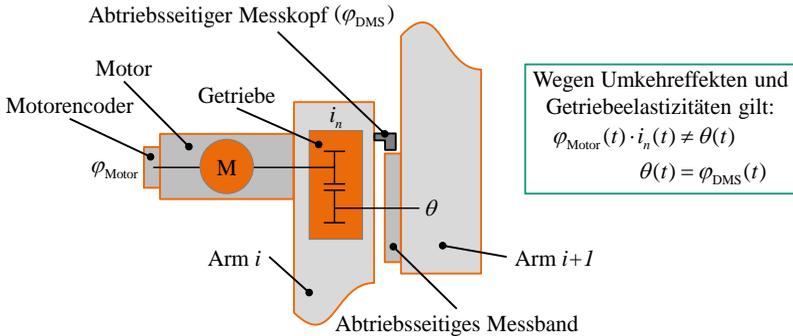


Bild 4.1: Skizze eines abtriebsseitigen Messsystems an einem Robotergelenk nach [FAN2017]

Der Einsatz abtriebsseitiger Messsysteme oder *direkter Messsysteme* (DMS) ist noch vergleichsweise neu. Aus diesem Grund weichen die Ansätze für die Umsetzung deutlich voneinander ab. Der erste kommerziell erhältliche Roboter mit DMS an jeder Achse war der *Fanuc M-900iB/700* [FAN2017]. Dieser kann im Vergleich zu einem konventionellen aber ansonsten baugleichen IR einen deutlichen Zuwachs in der Steifigkeit und Genauigkeitssteigerungen von über 70% verzeichnen [Her2014]. Als hauptsächlich in der amerikanischen Luftfahrtindustrie tätiger Integrator verwendet ELECTROIMPACT ebenfalls IR mit direkten Messsystemen. Dafür werden konventionelle Roboter von KUKA eingekauft und mit direkten Messsystemen sowie einer Siemens CNC-Steuerung ausgestattet, um die zusätzlichen Messsysteme einzubinden [Dev2010]. Das Einsatzgebiet dieser Roboter ist in den beiden dargestellten Anwendungsfällen von ELECTROIMPACT und FANUC die Bearbeitung von Flugzeugstrukturbauteilen bei amerikanischen Flugzeugproduzenten und -zulieferern wie BOEING, GEMCOR oder NORTHROP GRUMMAN [Dev2011, Her2014]. Im Rahmen des Forschungsprojekts ADVOCUT untersuchte ABELE gemeinsam mit WEBER das Verhalten abtriebsseitiger Messsysteme an Gelenkrobotern mit Fokus auf ein angepasstes Regelungskonzept [Abe2007]. Das Forschungsprojekt konnte in diesem Zusammenhang jedoch nur eine theoretische Machbarkeit und eine Verbesserung der statischen Roboter Genauigkeit nachweisen. Für dynamische Anwendungen ist der dort gewählte Ansatz ähnlich wie bei FANUC [TWT2010] nicht geeignet.

Dennoch bilden die bis dato erzielten Ergebnisse eine vielversprechende Basis. Der Ansatz, der in dieser Arbeit verfolgt wird, baut daher auf diesen Erkenntnissen auf. Dabei soll sich auf zwei wesentliche Verbesserungspotentiale konzentriert werden. Zunächst steht dabei die Auswahl eines geeigneten und möglichst präzisen, rotatorischen, abtriebsseitigen Messsystems im Vordergrund. Neben der Präzision sind insbesondere das Messprinzip, die Robustheit und die Möglichkeit der Integration in den Industrieroboter von Belang. Der zweite wesentliche Optimierungsschritt ist die Einbindung und Nutzung des abtriebsseitigen Messsystems in der Robotersteuerung. Neben der reinen Achswinkelmessung wird dabei untersucht, inwiefern sich die zusätzlichen Messdaten für weitere Optimierungen der Bahntreue, Robustheit oder

aktiven Schwingungsdämpfung nutzen lassen. Die Ergebnisse werden dafür hauptsächlich durch Validierungsversuche mit Kreisformtests erzielt. Ergänzend dazu werden Steifigkeitsanalysen durchgeführt, die gezielt einzelne Achsen belasten und damit den potenziellen Nutzen der Messsysteme für jede Achse spezifisch darstellen.

4.1 Rotatorische Winkelmesssysteme

Rotatorische Winkelmesssysteme werden oft als Drehgeber oder Winkelencoder bezeichnet und dienen der Winkelmessung rotierender Achsen. Ein Haupteinsatzgebiet ist die Bestimmung des Achswinkels diverser Antriebssysteme. Bei jedem Motor, bei dem die Lage oder die Winkelgeschwindigkeit (Drehzahl) der Welle ermittelt werden soll, kommen Drehgeber zum Einsatz. Ihr Aufbau ist dabei stets auf die gleiche Weise in zwei Komponenten aufgeteilt. Es existiert eine Maßverkörperung mit inkrementellen oder absoluten Messmarken und ein Sensorkopf, welcher in der Lage ist die Messmarken zu detektieren und in Winkel oder Winkelgeschwindigkeiten zu übersetzen. Dabei wird die Maßverkörperung in der Regel auf dem rotierenden Teil und der Sensor an dem statischen Teil des Antriebs befestigt. Drehgeber können in zwei grundlegende Arten unterteilt werden. Inkrementalgeber verwenden eine Maßverkörperung mit periodischen, äquidistanten Teilstrichen, die von dem Sensorkopf erfasst und gezählt werden. Mit dem Wissen über den Durchmesser der rotierenden Maßverkörperung und den Abstand zwischen den Teilstrichen kann so eine Winkeländerung errechnet werden. Da jedoch nach dem Einschalten des Systems keine Information über den absoluten Winkel vorliegt, müssen Inkrementalgeber zunächst über eine Referenzmarke justiert werden. Bei modernen Systemen wird nach einem Abschalten des Systems der zuletzt anliegende Winkelwert gespeichert und die Achse mechanisch verriegelt, sodass nur bei einer Erstinbetriebnahme oder im Fehlerfall eine Justierung notwendig wird.

Eine Alternative stellen Absolutwertgeber dar. Diese geben zu jeder Zeit einen eindeutigen Messwert zurück. Dafür müssen die Auswerteelektronik im Sensorkopf und die Maßverkörperung aufwendiger gestaltet sein, als bei Inkrementalgebern. Die Maßverkörperung besteht in diesem Fall aus mehreren parallelen Spuren mit Messmarken, deren einzelne Informationen im Sensorkopf als *wahr* oder *falsch* interpretiert werden können. Mithilfe der Codierung der Maßverkörperung als beispielsweise Binär- oder Gray-Code ist so eine eindeutige Zuordnung eines Messwertes zu einem Winkelwert möglich. Die unterschiedlichsten Messprinzipien und Bauweisen für Inkremental- und Absolutwertgeber werden ausführlich von WALCHER und der weiterführenden Literatur beschrieben [WAL1985]. In der Folge soll nur auf Systeme und Bauweisen eingegangen werden, die für einen Einsatz als abtriebsseitiges Messsystem an einem Industrieroboter in Frage kommen und daher der Fokus insbesondere auf absolute Messsysteme gelegt werden.

4.1.1 Magnetische Messsysteme

Bei magnetischen Systemen erfolgt die Kodierung der Maßverkörperung über ein magnetisiertes Messband, auf welchem sich Nord- und Südpole periodisch wiederholen. Die Auswertung des Signals erfolgt über einen Lesekopf, der mithilfe des magnetoresistiven Effekts die

Richtung des Magnetfelds bestimmen kann. Durch den konstanten Wechsel von Nord- und Südpol auf der Maßverkörperung entsteht bei einer Bewegung des Sensorkopfes über das Maßband eine sinusförmige Kurve, die durch entsprechende Auswerteelektronik im Fall der Firma BOGEN ELECTRONIC GMBH mit bis zu 16 Bit abgetastet werden kann [Bog2018]. Mit dem Wissen über die Polbreite und den Durchmesser der Maßverkörperung kann so ein inkrementeller Winkelwert berechnet werden. Für eine Absolutmessung werden bis zu drei solcher Spuren leicht versetzt parallel angeordnet und mit einer unterschiedlichen Anzahl an Polpaaren versehen. Die Auswertung findet dabei nach dem Nonius-Prinzip statt und erlaubt aufgrund der einzigartigen Kombination der drei Einzelsignale eine eindeutige absolute Winkelbestimmung [Len2014]. Eine typische magnetische Spuranordnung auf der Maßverkörperung für eine 24-Bit-Absolutmessung ist dabei zum Beispiel eine Polpaarkombination von 1024/1023/992 [Bog2018]. Dabei ist diese maximale Auflösung nur zu erreichen, wenn die Maßverkörperung entsprechend lang ist, beziehungsweise den entsprechenden Durchmesser aufweist. Maßgebend ist an dieser Stelle, wie fein und exakt das Trägerband magnetisiert und wie schmal die minimale Polbreite gewählt werden kann. Bei dem hier verwendeten *MABI MAX-150* läge die maximale Auflösung eines magnetischen Messsystems der Firma BOGEN ELECTRONIC GMBH bei Achse 1 bei 22-Bit und damit bei einer Winkelauflösung von 0,31°.

Magnetische Systeme haben den Vorteil, dass die Anschaffungskosten vergleichbar gering ausfallen. Außerdem ist aufgrund der typischen Polbreiten im Millimeterbereich die Positionierung des Sensorkopfes zum Maßband vergleichsweise grob toleriert. Allerdings hängt die Güte einer Messung sehr von der Qualität der Magnetisierung der Maßverkörperung ab. Hinzu kommt, dass in der Regel nur spezifische Durchmesser Nonius-kodierter Maßverkörperungen erhältlich sind und entsprechende Längen immer Vielfache der minimal herstellbaren Polpaarbreite sein müssen. Insgesamt bewegt sich die erreichbare maximale Genauigkeit von magnetischen Winkelmesssystemen im Vergleich zu induktiven oder optischen Messsystemen eher im unteren Bereich. Magnetische Messsysteme sind robust gegenüber Ölen und Flüssigkeiten. Allerdings haften ferromagnetische Metallspäne an dem Maßband und können zu Beschädigungen führen.

4.1.2 Induktive Messsysteme

Induktive Längenmesssysteme verwenden das Prinzip eines veränderlichen Eisenkerns in einem Transformator. In dem Sensorkopf befindet sich dafür eine planare Emitterspule, welche ein Magnetfeld erzeugt. Die in eine innerhalb der Emitterspule platzierte Empfängerspule induzierte Spannung ist abhängig von der Induktivität und wird durch eine entsprechende Auswerteelektronik ermittelt. Die Induktivität der Empfängerspule ist dabei abhängig von dem unterhalb der Spule befindlichen Material. Als Maßverkörperung kommt daher zumeist ein Edelstahlband zum Einsatz, bei welchem periodisch fotolithografisch geätzte Schlitz eingelegt sind [Tre2002]. Bei einer Bewegung der Maßverkörperung relativ zum Sensorkopf befindet sich nun unterhalb der Spulen abwechselnd ein Luftspalt oder das Metallband und variiert damit periodisch die Induktivität der Empfängerspule und folglich die induzierte Spannung. Bei einer geschickten Anordnung von zwei Emitter-Empfängerspulenpaaren nebeneinander ist so ein Sinus-Cosinus-Signal messbar, welches ähnlich wie bei den magneti-

schen Messsystemen ausgewertet werden kann. Eine spezielle Anordnung der Spulen ist in dem Patent von VASILOIU beschrieben, welches das AMOSIN®-Messprinzip begründet [Vas2005]. Die dort vorgestellte Anordnung erlaubt die Erzeugung sehr homogener Spannungsverläufe und somit eine hohe digitale Abtastung und folglich hohe Positionsgüte. Für eine Absolutmessung wird eine zweite absolutkodierte Spur parallel auf die Maßverkörperung aufgebracht [Amo2017].

Ein Vorteil induktiver Messsysteme ist die hohe Robustheit gegenüber äußeren Einflüssen wie Temperatur, Magnetfeldern oder Verschmutzungen. Zudem sind die Fertigungsmöglichkeiten der Maßverkörperung mit fotolithografischen Methoden sehr ausgereift und präzise, sodass eine homogene Maßverkörperung hergestellt werden kann, die in der Länge äußerst variabel ist. Bei dem von AMO GMBH untersuchten Maßband liegt die reine Positionsauflösung des Messrings durchmesserunabhängig bei 0,25 µm. Dies führt im Umkehrschluss zu einer durchmesserabhängigen Winkelauflösung. Für Achse 1 beträgt diese 0,22° und ist damit rund 30% höher als bei vergleichbaren magnetischen Lösungen. Dafür liegen induktive Systeme aufgrund der Fertigungskosten preislich über magnetischen Messsystemen und dürfen bei einem Einbau keinen zu großen Luftspalt zwischen Sensorkopf und Messband aufweisen.

4.1.3 Optische Messsysteme

Optische Encoder funktionieren ähnlich wie moderne Digitalkameras. Ein hochgenau zeitgesteuerter LED-Blitz wird über einen elektronischen Verschluss periodisch ausgelöst und beleuchtet die Maßverkörperung. Das reflektierte Licht wird über eine Optik auf einen Bildsensor fokussiert und stellt so eine Momentaufnahme des Messbands dar. Die Auslösung des Blitzes und Aufnahme des Bildes geschieht dabei im Nanosekundenbereich, um Bewegungsunschärfe bei hohen Geschwindigkeiten zu vermeiden. Anschließend wird das resultierende Bild durch einen speziellen Bildsensor ausgewertet. Die Maßverkörperung besteht aus dunklen Linien, welche auf einem hellen Substrat aufgebracht sind und einen hohen Kontrast ermöglichen. Bei dem Hersteller RENISHAW werden diese Linien in einem Abstand von 30 µm aufgebracht [Ren2012]. Um eine Absolutcodierung ohne zusätzliche Spur zu erhalten, werden Linien ausgelassen, um ein charakteristisches und eindeutiges Muster zu erzeugen, welches in dem ca. 2 mm breiten Bildausschnitt sichtbar ist. Für eine absolute Auswertung wird bei RENISHAW nur ein Viertel des Bildausschnitts benötigt. Diese Redundanz ermöglicht es jedoch bei eventueller Verschmutzung des Messbands aus den verbleibenden Informationen nach wie vor einen exakten Messwert zu generieren.

Aufgrund der hohen Fertigungsgenauigkeit von Bildsensoren und Fortschritten bei der schnellen Auswertung der Bilder sind Auflösungen optischer Messsysteme im Nanometerbereich verfügbar [Ren2017]. Das führt bei absoluten Winkelmesssystemen zu Auflösungen von 26 Bit bis zu 29 Bit und damit zu Winkelauflösungen von 0,019° bzw. 0,0024°. Damit liegt die Auflösung Größenordnungen über der von magnetischen und induktiven Messsystemen und übersteigt sogar die des – über den Motorencoder unter Berücksichtigung des Untersetzungsverhältnisses errechneten – abtriebsseitigen Winkels. Diese hohe Auflösung wird durch den – gegenüber magnetischen und induktiven Leseköpfen – deutlich höheren Komplexitätsgrad des Lesekopfes erkauft. Die Kombination aus hochpräzisen Optiken und Bildsensoren führt daher zu einem vergleichbar höheren Preis bei der Beschaffung der Systeme. Hinzu

kommt, dass solche Genauigkeiten nur erreicht werden können, wenn die Positionierung und der Arbeitsabstand des Lesekopfes sehr exakt über dem Messband eingestellt und gewährleistet werden können. Darüber hinaus ist es bei optischen Maßverkörperungen nicht möglich ein schützendes Abdeckband zu installieren, um Verschmutzungen zu vermeiden. Dies ist insbesondere bei der Bearbeitung von CFK-Bauteilen ein wichtiger Einflussfaktor, da sich herabfallende Fasern auf das Messband legen können. Aufgrund des zu den Messlinien ähnlichen Faserdurchmessers kann es so zu Verwechslungen und Falschmessungen kommen.

4.1.4 Vergleich und Auswahlkriterium

Für die Auslegung und Auswahl des geeigneten Messsystems spielen mehrere Faktoren eine Rolle, welche in der folgenden Vergleichsmatrix der Messsysteme relativ zueinander dargestellt werden. Nach einer intensiven Marktrecherche wurde für jedes Messprinzip ein Hersteller und das zugehörige geeignete Produkt ausgewählt. Dabei handelt es sich um die bereits zitierten Firmen BOGEN ELECTRONIC GMBH, AMO GMBH und RENISHAW mit den Messsystemen *AKS17* [Bog2018], *AMOSIN® absolutes Winkelmesssystem* [Amo2017] und *RESO-LUTE™ RESA* [Ren2017].

Tabelle 4.1: relativer Vergleich der Messprinzipien bezüglich Tauglichkeit an einem IR

Messprinzip	Auflösung	Robustheit	Einbautoleranz	Anbindung	Preis
Magnetisch	○	+	+	+	+
Induktiv	+	++	+	++	○
Optisch	++	○	○	++	–

++ sehr gut, + gut, ○ durchschnittlich, – schlecht

Die **Auflösung** beschreibt die tatsächlich erreichbare Auflösung und Genauigkeit des Messsystems. Die Auflösung ist neben dem Preis der Hauptpunkt bei der Auswahl eines Messsystems für die abtriebsseitige Messung an einem IR. Dabei ist außer den Minimalanforderungen auch wichtig, welche Auflösung und Genauigkeit überhaupt benötigt wird und ob eine Auflösung oberhalb des Motormesssystems noch sinnvoll ist. Dies ist insbesondere bei dem optischen System der Fall. Die magnetische Messlösung hingegen fällt im Vergleich zu den übrigen Messverfahren etwas zurück.

Bei der **Robustheit** spielen insbesondere äußere Einflussfaktoren wie Temperaturbeständigkeit, Verschmutzungstoleranz, Robustheit gegenüber äußeren Magnetfeldern, aber auch die Messgeschwindigkeit und –konstanz eine Rolle. Hier kann sich insbesondere das induktive Messsystem absetzen, da durch die Verwendung eines Abdeckbands über der Maßverkörperung die meisten Verschmutzungseinflüsse vermieden werden können und die Messung von außen kaum zu stören ist. Das optische Messsystem hat an dieser Stelle insbesondere mit Ölen, Schmierstoffen oder CFK-Fasern Probleme. Durch die Generierung redundanter Informationen oder den Einsatz zusätzlicher Umhausungen kann dieser Effekt zwar reduziert werden, das optische Messsystem schneidet aber im Vergleich zu den anderen Lösungen am schlechtesten ab.

Die **Einbautoleranz** beschreibt im Wesentlichen die Anforderungen an die Einbaulage des Lesekopfes zur Maßverkörperung sowie die Toleranz bezüglich Rundlauf Fehlern und Exzentrizitäten der Achse. Aufgrund der letztgenannten Effekte kommt es während einer kontinuierlichen Winkelmessung zu einer Variation des Luftspalts, welche keinen Einfluss auf die Messung haben sollte. Dies war zum Zeitpunkt der Evaluierung insbesondere bei optischen Systemen kritisch, da der Luftspalt maßgeblich den Fokus des optischen Systems und damit die erreichbare Genauigkeit bestimmt. Jedoch ist auch bei magnetischen oder induktiven Systemen auf eine präzise Ausrichtung der Leseköpfe zu achten, um durch die Mehrspurmessung keine Gierwinkelfehler zu erhalten.

Bei der **Anbindung** zählt insbesondere die Kompatibilität mit der Robotersteuerung. Bei der hier verwendeten Siemens CNC-Steuerung ist ein breites Interface an möglichen Encoder-schnittstellen gegeben. Da das induktive und optische Messsystem über die proprietäre Siemensschnittstelle *DRIVE-CliQ* verfügen, ist eine einfache Plug-and-Play-Lösung verfügbar und eine weitere Parametrierung der Messsysteme in der Steuerung entfällt.

Ein ebenfalls ausschlaggebendes Element ist der **Preis**. Dazu zählt neben der Investition auch der Montageaufwand der Systeme. Grundsätzlich gilt hierbei: Je präziser die Messung, desto höher die Anschaffungskosten. Insbesondere aufgrund des höheren technischen Aufwands bei der Messung und anschließenden Signalauswertung ist diese Tendenz leicht nachvollziehbar. Bei der Anwendung rotativer Messsysteme an einem IR müssen unter Umständen nicht alle Achsen mit einem Vollkreis gemessen werden. Dies gilt zum Beispiel für die Achsen 2 und 3. Die Installation von Teilsystemen erlaubt in diesem Fall eine nachträgliche Montage an einem bereits montierten IR ohne diesen demontieren zu müssen. Möglich ist dies jedoch nur für Systeme mit entsprechenden Einbautoleranzen, wie dem magnetischen Messsystem. Der Preis der Systeme ist von besonderer Bedeutung, da für den Fall einer möglichen Serienreife der Gesamtpreis des IR entsprechend ansteigt und technisch-wirtschaftlich zu rechtfertigen sein muss.

4.2 Auslegung und Spezifikationen des Messsystems

Aufgrund der Vorüberlegungen aus dem vorangehenden Kap. 4.1.4 ist die Wahl auf das induktive Messsystem gefallen. Der beste Kompromiss aus Genauigkeit und Preis sowie die hohe Robustheit und einfache Möglichkeit der Montage sind hier die ausschlaggebenden Argumente. Darüber hinaus sind Maßverkörperungen mit Abmessungen verfügbar, die eine Integration in den *MABI MAX-150* mit geringem Aufwand oder einfachen Adapterringen ermöglichen. Bei der Auswahl der Maßverkörperungen wurden keine Maßbänder, sondern steife Ringe gewählt, welche eine hohe Rundlaufgüte gewährleisten. Da das zugrundeliegende Messprinzip eine lineare Messung darstellt, wird eine achsdurchmesserabhängige Auflösung erzielt. Bei dem verwendeten *AMOSIN® absoluten Winkelmesssystem* [Amo2017] beträgt die lineare Auflösung $0,25\ \mu\text{m}$ und führt dementsprechend zu den in Tabelle 4.2 dargestellten Winkelauflösungen. Der lineare Messwert wird in der Robotersteuerung mit Wissen des nominalen Ringdurchmessers in einen Winkelwert umgerechnet.

Tabelle 4.2: Roboterachsdurchmesser des *MABI MAX-150* und resultierende Winkelauflösung des abtriebsseitigen Messsystems (nach [MSK2017a])

	Achse 1	Achse 2	Achs 3	Achse 4	Achse 5	Achse 6
Durchmesser in mm	459,0	327,6	287,1	287,1	164,6	229,8
Auflösung in ["]	0,22	0,31	0,35	0,35	0,62	0,44

Da die Achsen beim IR strukturbedingt mit zunehmender Nähe zum TCP kleiner werden, nimmt auch die Auflösung der Messsysteme zum TCP hin ab. Dies ist in Anbetracht der Gesamtgenauigkeit des IR und einer möglichen Fehlerfortpflanzung jedoch von untergeordneter Bedeutung, da mögliche Winkelfehler der Achsen gravierender sind, je weiter sie vom TCP entfernt sind. Folgt man dieser Tendenz, so nehmen vom TCP aus gesehen die Auflösung und Messgenauigkeiten der abtriebsseitigen Messsysteme zu und können somit der ansteigenden Bedeutung der Achswinkelfehler entgegenwirken.

Dennoch ist an dieser Stelle festzuhalten, dass die Auflösung der abtriebsseitigen Messsysteme um den Faktor 2 bis 4 unter den Motormesssystemen liegt. Die größere Auflösung kann jedoch dadurch kompensiert werden, dass der Achswinkel durch die direkte Messung und aufgrund der Umkehreffekte in den Getrieben präziser bestimmt werden kann. OLABI, DAMAK ET AL. [ODB2012] haben in Untersuchungen an einem vergleichbaren Roboter Achswinkelfehler im Bereich von über 30" ermittelt, was zu Abweichungen am TCP von mehreren Zehntelmillimetern führt. Diese Dimensionen zeigen, dass die dazu im Vergleich um zwei Größenordnungen höhere Auflösung der abtriebsseitigen Messsysteme ausreichend ist.

4.2.1 Integration in den IR

Die Integration der Messsysteme in den Roboter wird von der Firma MABI während der Montage des Roboters durchgeführt. Für das Aufbringen der Messringe werden diese erwärmt und passgenau auf die entsprechenden Achsen geschrumpft. Der Sensorkopf wird entsprechend so an der nächsten beweglichen Achse befestigt, dass dieser in konstantem Abstand über dem Messring verfahren kann.

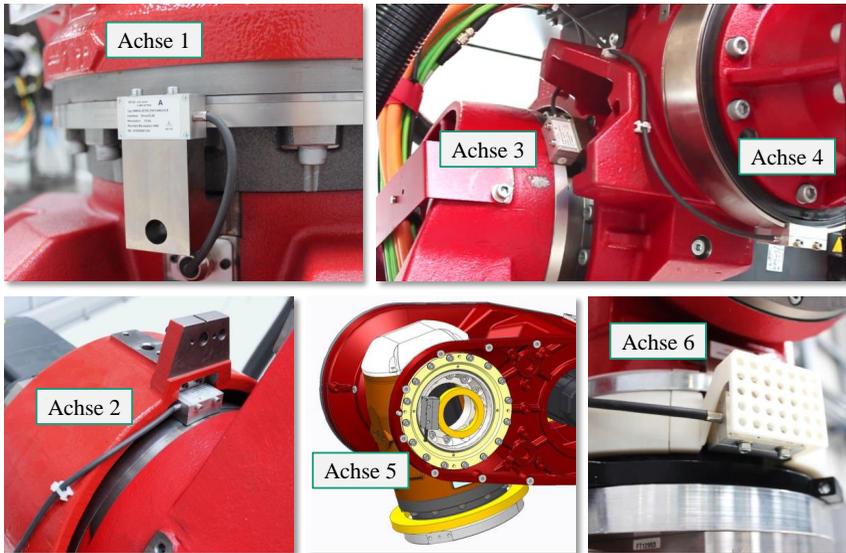


Bild 4.2: Installation der abtriebsseitigen Messsysteme am *MABI MAX-150*

In Bild 4.2 ist auch der Grund erkennbar, weshalb Achse 5 in Tabelle 4.2 den kleinsten Durchmesser aufweist. Die Integration des Sensors erfolgt in diesem Fall innerhalb der Achse und ist in diesem Bild sichtbarkeitsbedingt nur schematisch dargestellt.

4.2.2 Untersuchung auf Exzentrizitäten und Rundlaufstest

Aufgrund der hohen Anforderungen an die Präzision der Winkelmessung ist auf eine sichere Einbaulage und einen konstanten Luftspalt zwischen Lesekopf und Messring zu achten. Da die Messringe in den meisten Fällen auf geschliffenen, gusseisernen Schmiedeteilen aufgebracht werden, die einer gewissen Fertigungstoleranz unterliegen, ist mit Rundlauf Fehlern und Exzentrizitäten zu rechnen. Der größte Einfluss wird aufgrund des größten Durchmessers bei Achse 1 erwartet, sodass in der folgenden Untersuchung geklärt werden soll, ob die zu erwartenden Abweichungen in der Toleranz des Messsystems liegen. In den Spezifikationen der Messringe wird ein nomineller Luftspalt von $0,15 \pm 0,1 \text{ mm}$ angegeben [Amo2018]. Mithilfe einer Mikrometermessuhr wird dafür der montierte Messring vermessen, indem der Roboter in 1° -Schritten über den gesamten Achsumfang verfahren wird. Der Versuchsaufbau und das Ergebnis sind in Bild 4.3 dargestellt.

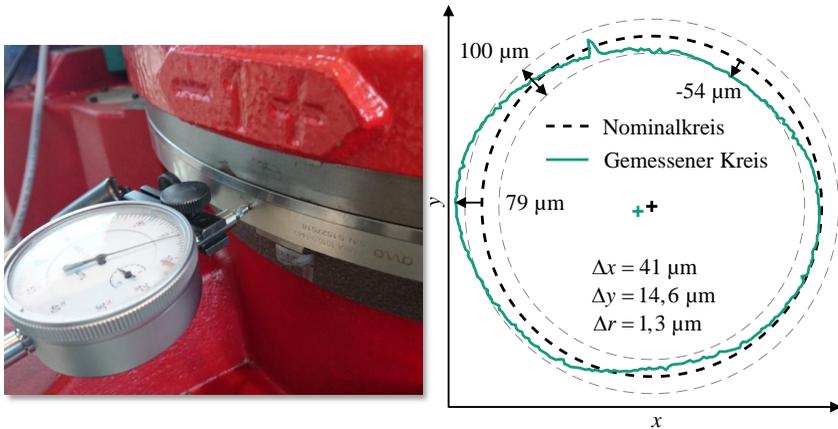


Bild 4.3: Vermessung des Rundlaufs und der Exzentrizität des Messsystems an Achse 1

Aus Darstellungsgründen wird dafür der Maßstab des Nominalkreises hochgesetzt. Das Messergebnis aus Bild 4.3 stellt die ermittelten Abweichungen zum Nominalkreis dar, welche sich in einem Bereich von $-54\ \mu\text{m}$ bis $79\ \mu\text{m}$ bewegen und damit über den ganzen Umfang die spezifizierte Toleranz einhalten. In die Messwerte wird anschließend über ein Least-Square-Verfahren ein Kreis gefittet und die Mittelpunktslage (grün) im Verhältnis zum Mittelpunkt des Nominalkreises (schwarz) dargestellt. Aus der Differenz der x - und y -Koordinaten kann die Exzentrizität ermittelt werden. Durch den Best-Fit ergibt sich ein leichter Anstieg des wahren Kreisradius um $\Delta r = 1,3\ \mu\text{m}$ und eine Verschiebung der Drehachse um $\Delta x = 41\ \mu\text{m}$ und $\Delta y = 14,6\ \mu\text{m}$. Theoretisch können diese Exzentrizitäten zu einer falschen Winkelmessung führen, da der Versatz der Drehachse durch die Messsysteme nicht detektiert wird. Dieser Einfluss könnte durch den Einsatz zusätzlicher Leseköpfe, die den Messring versetzt messen, herausgerechnet werden. Außerdem wird bei fortschrittlichen Kalibrationsmodellen die Exzentrizität mitberücksichtigt und entsprechend kompensiert. Für die weitere Analyse der Messsysteme soll dieser Effekt daher an dieser Stelle nicht weiter berücksichtigt werden.

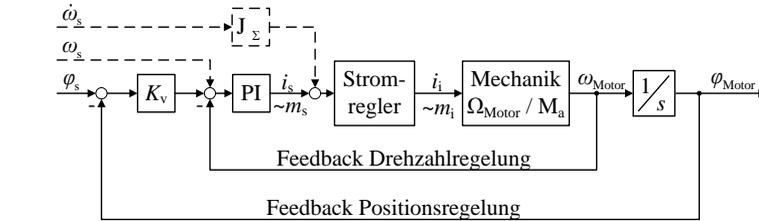
4.3 Erweiterte Regelungsstrategie

Bei der Auswahl des abtriebsseitigen beziehungsweise direkten Messsystems (DMS) muss die Kompatibilität zur eingesetzten Robotersteuerung berücksichtigt werden. Insbesondere sind Schnittstellen notwendig, welche die Messwerte hochfrequent in Echtzeit und latenzfrei unterhalb des Drehzahlregeltaktes für die Antriebsregelung zur Verfügung stellen. Durch die Wahl der *Siemens 840D sl* als Robotersteuerung und der proprietären Siemenschnittstelle *DRIVE-CliQ* für das Messsystem ist die Kompatibilität gegeben. Wichtig ist an dieser Stelle, dass die – durch die DMS zusätzlich gewonnenen Messwerte – in der Antriebsregelung genutzt werden können. Die meisten Roboterhersteller sehen solche Schnittstellen nicht unbedingt vor. In der Auslegung von Maschinensteuerungen für Werkzeugmaschinen sind zusätzliche Messsysteme jedoch mittlerweile Stand der Technik. An dieser Stelle kommt der hier

verwendeten *Siemens 840D sl* ihr ursprünglicher Einsatzzweck als Werkzeugmaschinensteuerung zugute.

Um ein Verständnis für die Wirkungsweise der DMS in der Steuerung zu vermitteln, wird daher zunächst ein Einblick in die konventionelle Achsregelung gegeben. HESSE unterscheidet im Fall der Roboterregelung zwischen zentralen und dezentralen Regelungskonzepten [Hes2010]. Als zentrale Regelung gilt dabei eine übergeordnete Regelung, die als Mehrgrößensystem alle Achsen des Roboters gleichzeitig regelt. Solche Regelungskonzepte setzen ein sehr umfangreiches Wissen über die Systemeigenschaften und Modellierung der Roboterkinematik voraus und benötigen aufgrund dessen sehr aufwendige und zumeist nichtlineare Regelungsansätze, wie diese von DE WIT oder von KURZE vorgestellt werden [WSB1996], [Kur2008]. Deshalb kommen in der Praxis derzeit in Robotersteuerungen hauptsächlich dezentrale Regelungskonzepte zum Einsatz, bei denen jede Achse separat geregelt wird und eventuelle Kopplungseffekte zwischen den Einzelachsreglern als Störgrößen auftreten. WOLLNACK nennt dieses Vorgehen erfolgreich, solange die Trägheitsmomente des Antriebsstrangs aus Getriebe und Motor gegenüber den Systemträgheiten, bestehend aus Armelementen und Peripherie, überwiegen [Wol2012]. Dies ist zumeist aufgrund der hohen Getriebeübersetzung von Antrieb- zu Abtriebsseite gegeben. Für neue Antriebskonzepte, bei denen beispielsweise direktangetriebene Achsen eingesetzt werden, kommen dezentrale Einzelachsregler an ihre Grenzen. Doch auch das dämpfende Verhalten einer herkömmlichen Getriebe-Motor-Anordnung kann kinematische Kopplungen zwischen den Achsen nicht verhindern, sondern lediglich bedämpfen. Aus diesem Grund sind robuste Regelungskonzepte notwendig.

Ein bei der Robotik häufig verwendetes robustes Regelungskonzept sind daher dezentrale Kaskadenregler. Der Grundaufbau von Kaskadenreglern besteht aus einer kaskadierten Anordnung von Eingrößenreglern, bei denen der innerste Kreis die Stellgröße für den nächsten, weiter außenliegenden Kreis bildet. Dadurch können nach SCHRÖDER [Sch2009] Zwischengrößen als Hilfregrößen verwendet werden. Wichtig ist darüber hinaus, dass die inneren Kaskaden stets um Faktoren geringere Eigenzeitkonstanten aufweisen, als die darüber liegende Kaskade, um eine gegenseitige Beeinflussung und mögliche Schwingungsanregungen auszuschließen. In Bild 4.4 ist ein Kaskadenregler für eine typische Roboterachsregelung dargestellt. Die Zielgröße der Motorregelung ist die Lage in Form des Motorwinkels φ . Die äußere Kaskade für die Lageregelung wird als einfacher Proportionalregler aufgebaut und von einem PI-Drehzahlregler unterlagert, welcher die Drehzahl ω beeinflusst. Unter der Drehzahlkaskade befindet sich eine weitere PI-Kaskade für die momentenproportionale Stromregelung des Motorstroms i . Aufgrund der hohen Dynamik des Stromreglers wird dieser jedoch in der Roboterregelung zumeist vernachlässigt [Kur2008].



φ_s := (Motor)-Sollwinkel	i_s := Soll-Strom	J_Σ := eff. Massenträgheitsmoment
ω_s := Soll Drehzahl	m_s := Soll-Moment	K_v := Lagereglungsverstärkung
$\dot{\omega}_s$:= Sollwinkelbeschleunigung	i_i := Ist-Strom	PI := PI-Drehzahlregler
φ_{Motor} := Motor-Istwinkel	m_i := Ist-Moment	$1/s$:= Integral-Glied
ω_{Motor} := Motor-Istdrehzahl		

Bild 4.4: Aufbau eines Einzelachs-Kaskadenreglers bei einem Industrieroboter

Die Vorteile des hier vorgestellten Kaskadenreglers sind vielfältig. Bei komplizierten Regelstrecken ist der Aufbau einschleifiger Regelkreise unter Umständen sehr aufwendig. Durch den Einsatz eines Kaskadenreglers wird die Regelstrecke untergliedert und erlaubt die gezielte Reglerauslegung für die Teilstrecken anhand gängiger Verfahren für PID-Regler [Sch2009, Lun2016]. Des Weiteren werden Störgrößen, welche auf Teilstrecken wirken, von der nächsten innen liegenden Regelgröße erfasst und ausgeglichen. Dies führt zu schnellem und robustem Ausregelungsverhalten. Darüber hinaus ist es sehr einfach möglich eine individuelle Vorsteuerung zu realisieren. Im Fall der Einzelachsregelung eines IR ist dies eine mögliche Drehzahl- oder Momentenvorsteuerung. Insbesondere letztere kann genutzt werden, um die innerste Kaskade zu entlasten, indem wirkende Trägheitsmomente aufgrund der aktuellen Lage der einzelnen Achsschwerpunkte vorgesteuert werden.

Nachteilig wirken sich bei Kaskadenreglern insbesondere zwei Punkte aus. Zunächst ist es notwendig für jede Teilkaskade die Regelgröße messtechnisch zu erfassen. In dem hier diskutierten Anwendungsfall ist dies kein größeres Problem, da der Motorwinkel φ_{Motor} über den verbauten Encoder gemessen und die dazugehörige Drehzahl ω_{Motor} über Differentiation ermittelt werden kann. Der Stromregler in der innersten Kaskade kann den Iststrom ermitteln, welcher zu dem Istmoment proportional ist. Eine größere Einschränkung bedeutet der Umstand, dass die Zeitkonstanten der einzelnen Regelkreise von innen nach außen zunehmen (müssen). Im Fall der hier verwendeten *Siemens 840D sl* ergeben sich daher für den Drehzahlregelkreis eine Taktzeit von $125 \mu s$ und für den Lageregelkreis $500 \mu s$. Da der Interpolationstakt (IPO-Takt) für die Berechnung der Bahnsollpunkte bei $8 ms$ liegt, ist dies jedoch keine weitere Einschränkung. Erst wenn mit zukünftigen Steuerungsversionen der IPO-Takt weiter gesenkt werden soll, um auch hochdynamische Bewegungen ausführen zu können, müssen die Taktzeiten für den Lage- und Drehzahlregelkreis ebenfalls gesenkt werden.

Der hier dargestellte Kaskadenregler berücksichtigt als Regelgröße lediglich den Motor-Istwinkel φ_{Motor} und als Führungsgröße den Motor-Sollwinkel φ_s . Für die Roboterachsregelung müssen beide Größen noch mit dem Übersetzungsverhältnis zur Abtriebsseite multipli-

ziert werden. Dieses Vorgehen ist bei einfachen Robotersystemen aktuell Stand der Technik. Da das Untersetzungsverhalten wie in Kap. 2.5.2 beschrieben jedoch nicht konstant ist, kommt es hier zu Fehlern in der Achswinkelberechnung. Es besteht daher an dieser Stelle die Möglichkeit der Kompensation über geeignete Elastizitätsmodelle der Robotergelenke, wie u. a. RUDERMAN vorstellt [Rud2012a]. Einen alternativen Ansatz ohne zusätzliche abtriebsseitige Messtechnik geht KURZE, indem ein lernfähiger Beobachter für das elastische Robotergelenk entwickelt wurde, welcher die nicht gemessenen und nicht messbaren Zustandsgrößen abschätzt [Kur2008]. In dieser Arbeit soll sich jedoch nicht weiter mit der Modellierung oder Kompensation der Getriebe-, Gelenk- oder Lagereigenschaften der Roboterkinematik auseinandergesetzt werden. Stattdessen wird der abtriebsseitige Winkel direkt über das zuvor vorgestellte DMS ermittelt. Um den abtriebsseitig erfassten Achswinkel sinnvoll zu verwerthen, wird dafür das Regelungskonzept der dezentralen Kaskadenregelung erweitert und in Bild 4.5 dargestellt.

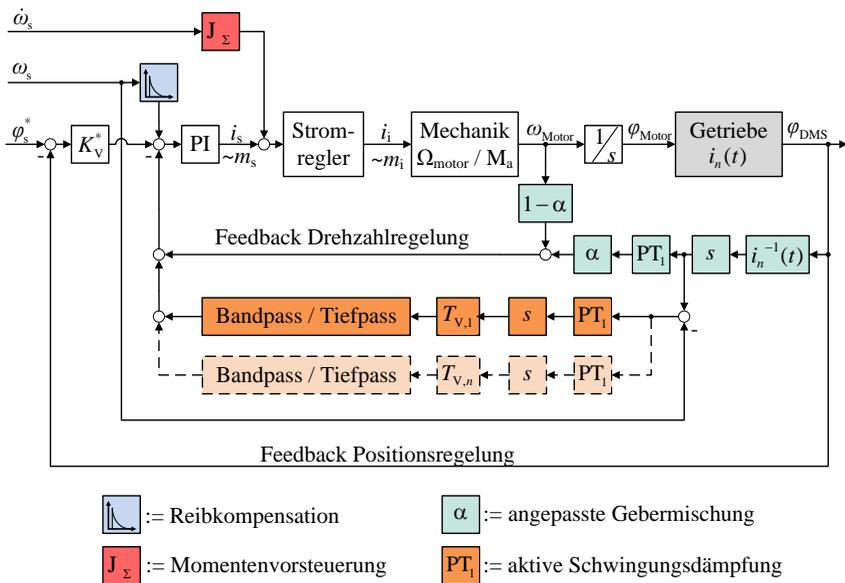


Bild 4.5: Erweiterte dezentrale Kaskadenregelung für den Einsatz direkter Messsysteme (DMS) [MSK2017a]

Blendet man in Bild 4.5 die farbig markierten Zweige aus und setzt $\alpha = 0$, so erhält man den Einzelachs-Kaskadenregler aus Bild 4.4, welcher um das Getriebe erweitert ist. Auf der Abtriebsseite des Getriebes wird über das DMS der reale Achswinkel φ_{DMS} gemessen und für die Positionsregelung zurückgeführt. Da nun das Untersetzungsverhältnis nicht mehr in den Regelkreis eingeht und damit der Sollwinkel φ_s dem Soll-Achswinkel φ_s^* entspricht, wird auch der Proportionalteil des Lagereglers K_v entsprechend angepasst und mit K_v^* gekennzeichnet. Die Drehzahlrückführung wird zunächst weiterhin über die Motordrehzahl realisiert, da an dieser Stelle insbesondere statische Winkelfehler keinen Einfluss haben. Mit dieser Konfiguration ist die Einbindung der DMS grundsätzlich abgeschlossen und mit dem

Ansatz in dem Patent von FANUC ROBOTICS AMERICA vergleichbar [TWT2010]. Allerdings wird dort eine weitere Kaskade um den Lageregelkreis gebildet und lediglich $\varphi_{\text{DMS}} - \varphi_{\text{Motor}} \cdot i$ als zusätzlicher Korrekturwert auf den Sollwinkel φ_s addiert. Da dies in dem regulären IPO-Takt geschieht, ist die Datenverwertung der DMS deutlich langsamer als in dem Konzept aus Bild 4.5. Die Folge ist, dass der Ansatz von FANUC ROBOTICS AMERICA nach eigener Aussage nur für sehr langsame Bewegungen oder sogar statische Anwendungen genutzt werden kann [TWT2010]. Im Gegensatz dazu wird in dieser Anwendung φ_{DMS} direkt im Lageregeltakt ausgewertet und weist daher keine Restriktionen bezüglich der erreichbaren Geschwindigkeit auf.

Um das Potential der Steuerung und des abtriebsseitig gemessenen Winkels noch weiter auszunutzen, gibt es darüber hinaus die vier in Bild 4.5 farblich dargestellten zusätzlichen Strategien. Dabei sind die Vorsteuerung der Reibkompensation und die Momentenvorsteuerung nicht an den Einsatz eines DMS gebunden und wirken auch in motorseitig geregelten Szenarien. Die übrigen Strategien der angepassten Gebermischung sowie die aktive Schwingungskompensation benötigen hingegen ein DMS. Im Folgenden sollen diese vier Strategien näher vorgestellt werden.

Momentenvorsteuerung

Aufgrund des robusten Regelverhaltens wird für die Reglersynthese eines Kaskadenreglers wenig Wissen über die Regelstrecke benötigt, um ein stabiles Regelungsverhalten zu erzielen. Der Nachteil, den diese Robustheit mit sich bringt, ist ein nicht optimales Führungsverhalten, insbesondere in Bezug auf die benötigte Zeit, bis der gewünschte Sollwert erreicht wird. In einem kinematischen Verbund, wie dem hier diskutierten IR wirken darüber hinaus die übrigen Armelemente und Antriebssysteme als Störgrößen und unbekannte Lasten auf jeden Einzelachs-Kaskadenregler. Bei der Regelung von Antriebssystemen wird daher oftmals eine Vorsteuerung eingesetzt, welche dem Reglerausgang und damit dem Streckeneingang überlagert wird und über ein Modell verfügt, welches die erwartete Reglerlast abbildet. Mit anderen Worten bedeutet dies, dass der Regelkreis über die Vorsteuerung vermittelt bekommt, welche Last in Abhängigkeit des Betriebszustands zu erwarten ist. Das Modell der Vorsteuerung muss dabei nicht exakt sein und eine grobe Modellierung ist ausreichend. Mithilfe der Vorsteuerung reduziert sich die Stellgröße, die der Regler aufbringen muss und resultiert damit laut SCHRÖDER in einem verbesserten Führungsverhalten [Sch2009].

Die hier vorgestellte Momentenvorsteuerung stellt eine Vorsteuerung für den Drehzahlregelkreis dar. Der PI-Drehzahlregler sieht die innen liegende Stromreglerkaskade als Strecke an und gibt daher den Sollstrom vor. Aufgrund der Proportionalität von $i_s \sim m_s$ kann an dieser Stelle auch ein stromproportionales Moment aufgeschaltet werden. Genau dies geschieht durch die Momentenvorsteuerung. Das zu erwartende Moment jeder Roboterachse ist individuell und abhängig von der aktuellen Lage des TCP. Um also eine möglichst präzise Vorsteuerung zu realisieren, muss Wissen über die aktuelle Pose des Roboters sowie über mechanische Kennwerte wie Einzelachsschwerpunkte und Massenträgheitsmomente der Armelemente vorliegen. In dem Patent von BITTEROLF, HAMANN, HAMM und TAUCHMANN [BHH2014] wird dieses Wissen genutzt, um ein vereinfachtes Mehrkörpermodell des IR zu erstellen. Darin wird zu jedem Betriebszustand die Last berechnet, die auf jeden Arm wirkt und so ein

Kraftvektor, Schwerpunkt und Massenträgheitsmoment für jeden Einzelkörper in Abhängigkeit der Sollkoordinaten aus der Steuerung errechnet. Mit diesem Wissen kann das jeweils auf jeden Motor individuell wirkende Drehmoment berechnet werden. Dieses Drehmoment bildet den Input für die Momentenvorsteuerung des Drehzahlregelkreises. In der Praxis sind die fortlaufende Modellbildung und Berechnung der Trägheitsmomente ein sehr rechenintensives Vorgehen. Daher wird in jedem IPO-Takt nur die Vorsteuerung einer Achse durchgeführt, sodass ein voller Zyklus aller berechneten Trägheitsmomente sechs IPO-Takte benötigt. Bei dem hier gewählten IPO-Takt bedeutet dies 48 ms bis zu einer Aktualisierung für eine einzelne Achse. In diesem Zeitraum liegt die Lageänderung des IR selbst bei hohen Geschwindigkeiten maximal im Zentimeterbereich, sodass eine damit verbundene Änderung der Trägheitsmomente vertretbar gering ausfällt. Das aufgeschaltete Moment einer Einzelachse ergibt sich aus der Winkelbeschleunigung $\dot{\omega}_s$ zu

$$m_s^* = J_{z,i} \cdot \dot{\omega}_s, \quad (4.1)$$

wobei $\dot{\omega}_s$ aus der Bahnplanung bekannt ist.

Reibkompensation

Die Reibkompensation ist eine weitere Möglichkeit der Vorsteuerung zur Verbesserung des Führungsverhaltens. Allerdings greift die Reibkompensation nicht in den Drehzahlregelkreis ein, sondern wird in der äußersten Kaskade des Lageregelkreises eingesetzt. Für die Reibkompensation ist detailliertes Wissen über die Reibungseffekte insbesondere in dem Antriebsstrang der Achsen und den Drehlagern nötig, um eine geeignete Parametrierung zu wählen. Das Thema der Modellierung und Simulation von Reibungseffekten, insbesondere der Festkörperreibung, ist ein sehr weit gefasstes Thema und nach wie vor Gegenstand aktueller Forschungsvorhaben. Ein grundlegendes Vorgehen für die Erstellung von Reibmodellen liefert AL-BENDER mit einer Übersicht über verschiedene generische und empirische Reibmodelle [Al-2010]. Hier wird der Einsatz eines generalisierten Maxwell-Slip-Modells für die Simulation der Reibeffekte in regelungstechnischen Anwendungen vorgestellt [ALS2005]. Etwas spezifischer geht KECK ET AL. auf Basis eines elastoplastischen Reibmodells für die Auslegung einer modellbasierten Bahnregelung einer Koordinatenmessmaschine vor [KZS2017]. Der Einsatz solch aufwendiger Reibmodelle lohnt sich in der Regel jedoch nur bei hochpräzisen Anwendungen und würde den Implementierungsaufwand bei derzeitigen Roboteranwendungen noch nicht rechtfertigen.

Für robotische Anwendungen ist insbesondere Coulombsche Reibung interessant, also die Effekte von Haftreibung und Gleitreibung. Bei jeder Achsbewegung muss zunächst die Haftreibung überwunden werden, bevor sich die Welle in Bewegung setzt und ab diesem Zeitpunkt Gleitreibung unterliegt. Bei einem Richtungswechsel der Achse geht die Gleitreibung im Stillstandsfall in Haftreibung über, um dann erneut zu Gleitreibung zu wechseln. Die grundsätzliche Reibkraft, die überwunden werden muss, um die Welle zu bewegen, folgt dabei unabhängig von der Art der Reibung dem Gesetz von AMONTON

$$F_r = \mu \cdot F_n \quad (4.2)$$

mit F_n als Normalkraft. Der Reibkoeffizient μ ist für den Fall geschmierter Lager nicht konstant, sondern wird für kleine Relativgeschwindigkeiten und den Übergang zwischen Haft- und Gleitreibung durch die *Stribeck-Kurve* charakterisiert [Rud2012b]. Die Stribeck-Kurve aus Bild 4.6a) zeichnet sich dadurch aus, dass der Reibkoeffizient nach der sogenannten Losbrechkraft mit ansteigender Geschwindigkeit zunächst abfällt, um dann in hydrodynamische Reibung überzugehen, welche mit der Drehzahl nahezu linear ansteigt [WMJ2015].

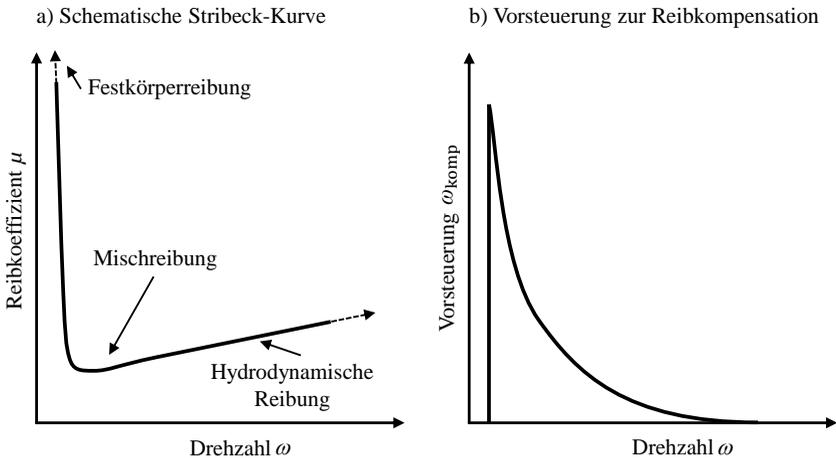


Bild 4.6: a) Schematische Stribeck-Kurve nach [WMJ2015]; b) Kennlinie der Geschwindigkeitsvorsteuerung

Das Ziel der Geschwindigkeitsvorsteuerung ist es, genau diesen Abfall des Reibkoeffizienten von Haftreibung zu Gleitreibung – beziehungsweise bei einer Richtungsumkehr den Einfluss des Reibkoeffizienten – zu kompensieren und das Losbrechmoment dahingehend zu verringern, dass es in der Lageregelung nicht zu einem Überschwingverhalten kommt. Dafür wird in der hier angewandten Reibkompensation ein geschwindigkeitsabhängiger und exponentiell abklingender, impulsartiger Verlauf vorgegeben, der in Bild 4.6b) dargestellt ist. Dieser Verlauf wirkt multipliziert mit der aktuellen Soll-Winkelgeschwindigkeit ω_s der Stribeck-Kurve entgegen und verhindert einen sprunghaften Anstieg der Regelabweichung und damit verbundenes Überschwingen des geschlossenen Regelkreises. Die Parametrierung der Reibkompensation folgt dabei empirisch und für jede Achse individuell.

Angepasste Gebermischung

Ein großer Vorteil der Offenheit der Steuerung ist die Möglichkeit, von zusätzlicher Messtechnik erfasste Größen in den Regelkreis einfließen zu lassen. Neben der direkten Verwendung der DMS für die Lageregelung kann daher auch der Drehzahlregelkreis von der erhöhten absoluten Messgenauigkeit der DMS gegenüber den motorseitigen Messsysteme (MMS) profitieren. Eine Drehzahlregelung rein über das DMS zu realisieren ist dabei nicht empfehlenswert, da aufgrund des dämpfenden, verzögernden Verhaltens des Getriebes eine dynamische Regelung der Drehzahl nicht mehr möglich wäre. Um jedoch den Vorteil der hohen Dynamik der MMS mit der hohen Genauigkeit der DMS zu vereinen, wird der Ansatz der *angepassten*

Gebermischung angewendet. Dafür wird der durch die DMS gemessene Winkel über das nominelle Untersetzungsverhältnis auf den Motorwinkel umgerechnet und anschließend differenziert. Ein anschließender Tiefpassfilter glättet das Signal und entfernt unerwünschtes hochfrequentes Messrauschen. Bei neuartigen DMS kann die Drehzahl auch direkt in dem Messsystem ermittelt werden. Die Signalaufbereitung in der Steuerung kann dann entfallen. Bei der Zusammenführung der Signale aus Motordrehzahl und der über das DMS ermittelten Drehzahl kann das Signalmischverhältnis über den Faktor $\alpha \in [0,1]$ variabel gesteuert werden. Bei sehr dynamischen Achsen wird α daher etwas kleiner gewählt als bei trägen Achsen. Das Ergebnis ist eine genauigkeitsgesteigerte und gleichzeitig nach wie vor dynamische Drehzahlregelung.

Aktive Schwingungsdämpfung

Die Schwingungsdämpfung von Antriebssystemen, insbesondere von Mehrkörpersystemen und kinematischen Ketten ist ein Forschungsthema für sich und erstreckt sich auf verschiedene Teilgebiete. In der Folge werden daher hauptsächlich Erfahrungen von SCHÄFERS, DENK und HAMANN wiedergegeben und die dort entwickelte aktive Schwingungsdämpfung vorgestellt, die auch in dieser Steuerung Anwendung findet [SDH2007]. Die allgemeine Betrachtung und einen Überblick über verschiedene Verfahren zur Schwingungsdämpfung von Antriebssystemen bietet SCHRÖDER [Sch2009]. Die einfachste Möglichkeit der Schwingungsdämpfung besteht in der Begrenzung der Stellgrößen und damit direkt in der Begrenzung der Sollgrößen. Insbesondere der Ruck wird in der Regel so begrenzt, dass durch plötzliche Beschleunigungsänderungen keine übermäßige Schwingungsanregung der Achse stattfinden kann. Allerdings wird dadurch gleichzeitig die Dynamik und damit die erzielbare Geschwindigkeit der Gesamtkinematik verringert. Eine weitere Möglichkeit ist die Filterung der Sollwerte, wodurch die Dynamik nicht eingeschränkt wird, es jedoch gerade bei Bearbeitungsvorgängen mit einer hohen benötigten Bahnengenauigkeit zu Konturfehlern kommen kann [SDH2007]. Aus diesem Grund bietet sich eine aktive Schwingungsdämpfung an, deren Ziel es ist, die niedrigen Eigenfrequenzen des gesamtmechatronischen Systems, bestehend aus Antriebsstrang, Sensorik und Mechanik zu dämpfen oder möglichst weit zu erhöhen. Das Vorgehen für die aktive Schwingungsdämpfung wird von der SIEMENS AG als *Advanced Position Control* (APC) bezeichnet und in der Folge ebenso benannt [KRS2003].

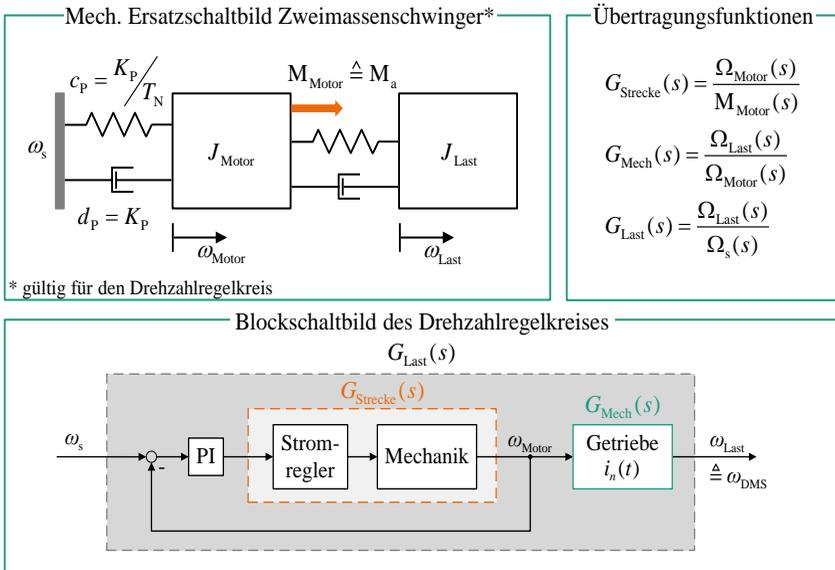


Bild 4.7: Mechanisches und regelungstechnisches Ersatzschaltbild des Antriebsstrangs und der Drehzahlregelung mit Übertragungsfunktionen nach SCHÄFERS, DENK und HAMANN [SDH2007]

Um das Vorgehen bei der APC besser zu verstehen, wird zunächst ein grundlegender Frequenzgang eines drehzahlgeregelten Antriebssystems und das generelle Verfahren einer Schwingungsdämpfung vorgestellt. Bei der Wahl eines mechanischen Ersatzmodells für den Antriebsstrang und die damit verknüpfte Last bietet sich ein Zweimassenschwinger an, wie dieser in Bild 4.7 vorgestellt wird. In dem Ersatzmodell können dabei die Verstärkungsfaktoren des PI-Drehzahlreglers durch mechanische Komponenten ersetzt werden. Die Proportionalverstärkung K_p des Drehzahlreglers ist dabei äquivalent zu einem Dämpfer, während der Quotient aus K_p und der Nachstellzeit des Integrationsglieds T_N wie eine Feder wirkt. Mit diesen Parametern ist es möglich die Polstellen des geschlossenen Regelkreises so zu verschieben, dass eine Dämpfung des Systems eintritt. Die Übertragungsfunktion $G_{\text{Last}}(s)$ stellt in diesem Fall die Übertragung der Zielgröße (hier ω_{Last}) zur Sollgröße ω_s dar.

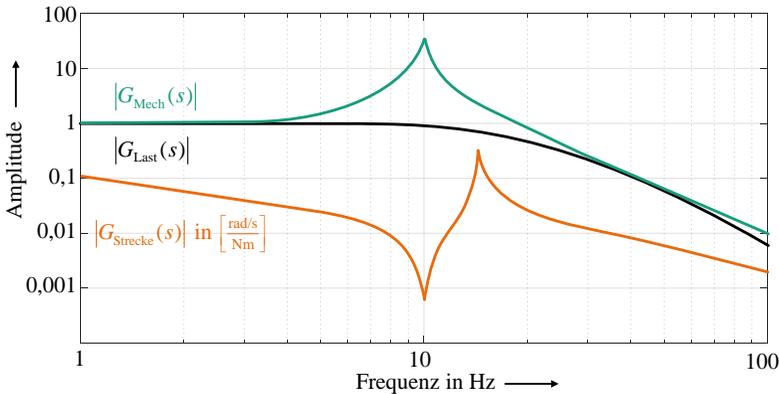


Bild 4.8: Beispielhafte Amplitudengänge eines Mechanikfrequenzgangs und einer Drehzahlregelstrecke für einen Zweimassenschwinger nach [SDH2007]

Für eine genauere Betrachtung werden dafür die typischen Amplitudengänge der Drehzahlregelstrecke $G_{\text{Strecke}}(s)$ und der Mechanik $G_{\text{Mech}}(s)$ in Bild 4.8 dargestellt. Der mechanische Frequenzgang beschreibt dabei, wie die Motorbewegung auf die angehängte Last übertragen wird. Durch das Parametrieren des PI-Drehzahlreglers wird nun versucht, die Pol- und Nullstellen so zu verschieben, dass eine maximale Dämpfung der Last vorliegt. Ein ideales Ergebnis für den Lastfrequenzgang $G_{\text{Last}}(s)$ ist in Bild 4.8 dargestellt. Inwiefern dies mit den gegebenen Systemgrenzen möglich ist, hängt dabei vor allem von dem Massenträgheitsverhältnis zwischen Motor und Last und der Dynamik des Stromregelkreises ab. In der Regel ist es dabei von Vorteil, wenn die Motormasse gegenüber der Lastmasse möglichst klein und die Verbindung möglichst starr ist [SDH2007, Sch2009]. Für Bearbeitungsroboter ist dies im Fall des Massenverhältnisses in der Regel der Fall, da die Armelemente (Last) über ein Getriebe mit hohem Untersetzungsverhältnis an den Motor angebunden sind. Hinzu kommt, dass die Verkettung der Teilelemente der Roboterkinematik zu großen spürbaren Massen für die Einzelachsen führt. Eine starre Verbindung ist jedoch aufgrund der Getriebeelastizitäten nur bedingt gegeben. Außerdem kann mit diesem Verfahren stets nur die erste Eigenfrequenz des Systems bedämpft werden. In der Praxis weisen Roboterachsen allerdings aufgrund der kinematischen Kopplungen noch weitere Eigenfrequenzen auf. An dieser Stelle kommt die APC zum Einsatz.

Bei der aktiven Schwingungsdämpfung wird sich der Umstand zunutze gemacht, dass über die DMS direkte Winkelwerte – beziehungsweise über die zeitliche Ableitung – die Drehzahl der Abtriebsseite, also der Lastseite gemessen werden können. Mithilfe der direkt gemessenen Drehzahl ist es möglich den Motor als hochfrequentes Stellglied zu verwenden. Dafür wird aus der direkten Drehzahlmessung die zu dämpfende Frequenz messtechnisch ermittelt und über eine negative Rückführung mit einem Bandpassfilter in den Drehzahlregelkreis zurückgepeist [SDH2007]. Das Bandpassfilter stellt sicher, dass nur der betreffende Bereich der Resonanz zurückgeführt wird und der übrige Frequenzverlauf nicht beeinflusst wird.

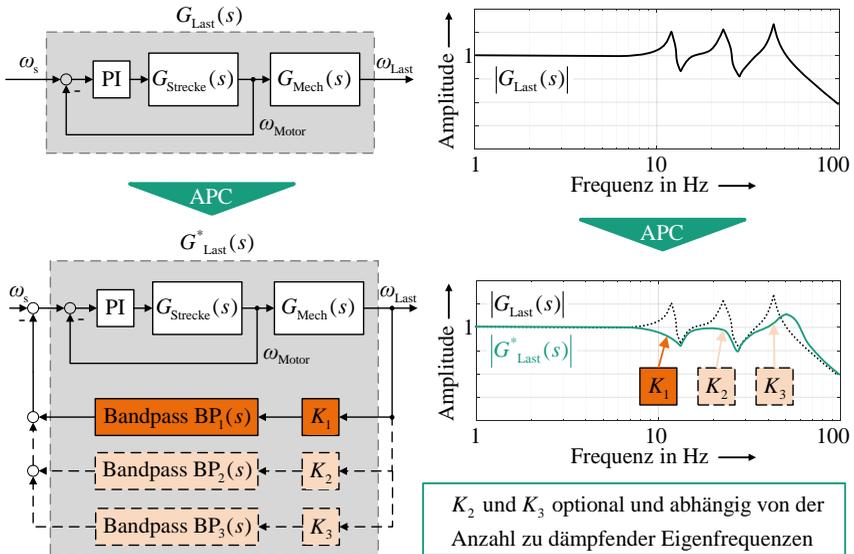


Bild 4.9: Funktionsprinzip der *Advanced Position Control* nach [SDH2007]

Das Bild 4.9 zeigt die Wirkungsweise der APC am Beispiel eines Lastfrequenzgangs mit drei Eigenfrequenzen oberhalb von 10 Hz. Die Bestimmung dieses Frequenzgangs ist in der *Siemens 840D sl* möglich, sofern auf DMS zurückgegriffen werden kann. Im ersten Schritt wird die Rückführung über K_1 realisiert. K_1 kann dabei weitere Filter oder Regler enthalten, die das Regelungsverhalten positiv beeinflussen. Mit der Aktivierung von K_1 wird die erste Eigenfrequenz im Lastfrequenzgang aktiv bedämpft. Anschließend wird der neue Lastfrequenzgang ermittelt und über einen weiteren Rückführzweig die nächst höhere Eigenfrequenz bedämpft. Diese Prozedur kann so lange wiederholt werden, bis alle relevanten Eigenfrequenzen kompensiert sind. Dies ist an dem Amplitudengang von $G_{Last}^*(s)$ im Bode-Diagramm zu erkennen. Für die Parametrierung der APC an einem Industrieroboter bedeutet dies, dass jede Achse individuell untersucht und die Regler ebenfalls individuell parametrisiert werden müssen. Dafür wird jede Achse separat bewegt und die Frequenzgänge aufgezeichnet. Aus den gewonnenen Daten kann dann die Parametrierung der Lageregler und der APC-Regler iterativ vorgenommen werden. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass bei einer signifikanten Laständerung am Roboter durch z. B. zusätzliche Anbaumassen oder einen neuen Endeffektor die Reglerparametrierung erneut durchgeführt werden muss, da sich die Eigenfrequenzen im Lastfrequenzgang verschoben haben. Um dies zu vermeiden, wird APC in der Regel für ein breites Spektrum ausgelegt und damit in Kauf genommen eventuell nicht die dynamischste Einstellung gewählt zu haben.

Der große Vorteil von APC ist auf der anderen Seite die Möglichkeit eine aktive Schwingungsdämpfung zu ermöglichen ohne ein Modell der Regelstrecke zu kennen. Über die Frequenzgangmessung des Roboters in verschiedenen Stellungen im Raum kann die Bandbreite der zu dämpfenden Eigenfrequenzen ermittelt werden, die anschließend über die einstellbaren Bandpassfilter gedämpft werden können. Der Einsatz einer weiteren Rückführung in der

Drehzahlkaskade ist dabei sehr einfach zu realisieren, und auf aufwendige Regelungs- oder Beobachterkonzepte kann verzichtet werden. Die aktive Schwingungsdämpfung erhöht somit die Stabilität des Drehzahlregelkreises und erlaubt dadurch die gleichzeitige Steigerung der Roboterdynamik über die Anhebung der Verstärkung K_v des Lageregelkreises.

4.4 Genauigkeitsuntersuchung mit direkten Messsystemen

Der Einsatz abtriebsseitiger Messsysteme erweitert die Möglichkeiten die erreichbaren Genauigkeiten des IR maßgeblich zu steigern. Aus diesem Grund sind umfassende Genauigkeitsuntersuchungen und Vergleiche zu einem motorseitig geregelten IR sinnvoll. Bei dem hier eingesetzten *MABI MAX-150* ist es möglich den Betriebsmodus zwischen den MMS und DMS zu wechseln. Daher bietet sich eine Untersuchung der Genauigkeit in beiden Betriebsmodi im direkten Wechsel an. Da eine Untersuchung des kompletten Spektrums der ISO 9283 [ISO9283] sehr aufwendig ist, wird sich in diesem Abschnitt hauptsächlich mit Untersuchungen beschäftigt, bei denen ein signifikanter Unterschied zwischen der Regelung auf Basis von MMS und DMS zu erwarten ist. Dies betrifft vor allem Versuche, bei denen die Achsbewegungen einen Richtungswechsel aufweisen und Untersuchungen über die Bahntreue der Roboterbewegung. Für Untersuchungen zur Absolutgenauigkeit wird an dieser Stelle auf die folgenden Kapitel 4 und 5 verwiesen.

4.4.1 Untersuchung der Positionierunsicherheit

Die Wiederholgenauigkeit ist bei IR zumeist der einzige Genauigkeitskennwert, der von den Herstellern angegeben und als Vergleichsgröße zwischen den unterschiedlichen Modellen und Produzenten herangezogen wird. In Kap. 2.4.1 wird die Ermittlung für die Wiederholgenauigkeit nach ISO 9283 angegeben. Ein großer Nachteil bei der dort verwendeten Bestimmung ist das einseitige Anfahren der Messpose und damit die Vernachlässigung möglicher Umkehreffekte. Um genau diese Umkehreffekte sichtbar zu machen, hat KOTHE [Koth2018] das Verfahren zur Ermittlung der Positionierunsicherheit – angelehnt an BORRMANN [Bor2016] und die Richtlinie zur Beurteilung von Werkzeugmaschinen VDI/DGQ 3441 [VDI3441] – für die Untersuchung von Industrierobotern weiterentwickelt. Dabei wird eine zu untersuchende Pose nicht nur einseitig, sondern beidseitig angefahren und die Ist-Pose extern gemessen. Im praktischen Sinne handelt es sich bei der beschriebenen Positionierunsicherheit somit aufgrund dieses Vorgehens um eine bi-direktionale Wiederholgenauigkeit [MSK2017a].

Für die praktische Versuchsdurchführung können dafür mehrere Roboterposen im Arbeitsraum vorgegeben werden, wie dies auch für die Untersuchungen der Wiederholgenauigkeit laut ISO 9283 vorgeschlagen wird. Die Ergebnisse von KOTHE für andere IR zeigen jedoch eine relativ geringe Poseabhängigkeit der Positionierunsicherheit [KOTH2018]. Aus diesem Grund wird für die hier durchgeführten Versuche eine typische Zielpose ${}^B p_{\text{Soll}}$ in zentraler Arbeitsstellung des IR definiert, welche durch leichte Winkeländerungen jeder Achse von beiden Seiten angefahren wird. Dafür werden zwei vorgelagerte Posen in Maschinenkoordinaten definiert zu

$$\mathbf{p}_{\text{Soll}\uparrow} = \mathbf{p}_{\text{Soll}} + \begin{pmatrix} \delta \\ \delta \\ \delta \\ \delta \\ \delta \\ \delta \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad \mathbf{p}_{\text{Soll}\downarrow} = \mathbf{p}_{\text{Soll}} - \begin{pmatrix} \delta \\ \delta \\ \delta \\ \delta \\ \delta \\ \delta \end{pmatrix} \quad (4.3)$$

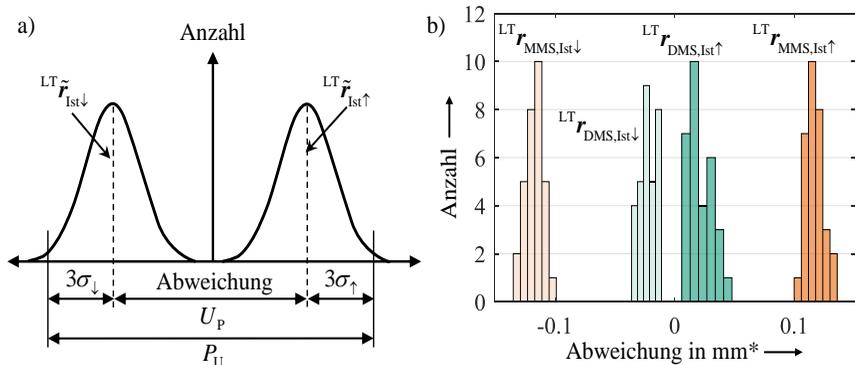
KOTHE [Koth2018] wählt für δ einen Winkel von 2° . Dieser stellt sicher, dass sich alle Achsen weit genug bewegt haben, um Anfahrungenauigkeiten wie z. B. ein Losbrechen aufgrund von Reibungseffekten zu überwinden. Dieses Vorgehen wird daher in der Folge ebenfalls verwendet. Aus den Vorposen wird \mathbf{p}_{Soll} insgesamt 60-mal angefahren und die Positions-Istwerte über einen Lasertracker erfasst. Gemäß der VDI/DGQ 3441 [VDI3441] wird in den ermittelten Punktwolken eine Schwerpunktposition ${}^{\text{LT}}\tilde{\mathbf{r}}_{\text{Ist}}$ jeweils für die positive und negative Anfahrrichtung gebildet. Unter der gültigen Annahme einer Normalverteilung der Messwerte [WeB2006], können so die Standardabweichungen σ_\uparrow und σ_\downarrow analog zu (2.2) und die Differenz der Schwerpunkte als Umkehrspanne U_p berechnet werden. Es gilt

$$U_p = \left\| {}^{\text{LT}}\tilde{\mathbf{r}}_{\text{Ist}\uparrow} - {}^{\text{LT}}\tilde{\mathbf{r}}_{\text{Ist}\downarrow} \right\|_2 \quad (4.4)$$

und unter Berücksichtigung der Standardabweichungen für die Positionierunsicherheit

$$P_U = U_p + 3(\sigma_\uparrow + \sigma_\downarrow). \quad (4.5)$$

Die Untersuchung wird nun für eine identische Zielpose jeweils mit reinen Motormesssystemen und anschließend mit direkten Messsystemen durchgeführt. Dabei werden in dem DMS-Versuch alle verfügbaren zusätzlichen Regelungsstrategien aus Kap. 4.3 angewendet. Das Ergebnis der Vergleichsmessungen ist in Bild 4.10 b) zu sehen. Es ist schnell ersichtlich, dass die Aktivierung der DMS einen deutlichen Genauigkeitsanstieg mit sich bringt. Die Umkehrspanne und die Positionierunsicherheit sind jeweils deutlich geringer als mit motorseitigen Messsystemen und bestätigen damit die Überlegungen für Fehlerursachen aus den vorangegangenen Abschnitten. Durch den Einsatz von DMS kann ein bleibender Regelfehler zur Sollpose achsindividuell detektiert und verringert werden. Interessant ist dabei, dass sich die Standardabweichung im Vergleich von MMS zu DMS kaum unterscheidet. Ein Grund dafür ist die begrenzte Auflösung der Stellgröße der Motoren. Auch mit genaueren Ist-Informationen durch die DMS kann eine gewisse Streuung bei der Positionierung nicht verhindert werden. Hinzu kommt die Messgenauigkeit des Lasertrackers, an dessen Limit die hier ermittelten Werte liegen, sodass ein Teil der Streuung auf das Messrauschen des Lasertrackers zurückzuführen ist.



*siehe Fußnote

	MMS	DMS
Umkehrspanne U_p in mm	0,23	0,03
Mittlere Standardabweichung $\sigma_{\uparrow\downarrow} = \left(\frac{\sigma_{\downarrow} + \sigma_{\uparrow}}{2} \right)$ in mm	0,01	0,008
Positionierunsicherheit P_U in mm	0,29	0,078

Bild 4.10: a) Darstellung der Positionierunsicherheit nach KOTHE [Koth2018], b) Auswertung der Positionierunsicherheit mit MMS und DMS aus [MSK2017a]³

Die vergleichenden Untersuchungen von MMS mit DMS zeigen bereits eine Verringerung der Positionierunsicherheit des IR. Da es sich um eine größtenteils statische Messung handelt, kommen die dynamischen Regelstrategien, wie die Reibkompensation und die aktive Schwingungsdämpfung APC nur begrenzt zum Einsatz. Aufbauend darauf ist interessant, inwiefern die DMS einen Einfluss auf dynamische Bahnbewegungen haben und sich mit ihrer Hilfe die Bahngenauigkeit steigern lässt.

4.4.2 Kreisformtests

Für eine differenzierte Untersuchung der Wirkungsweise der DMS insbesondere im Hinblick auf die Bahngenauigkeit bieten sich Kreisformtests an. Der Kreisformtest bildet ein Testzenario ab, welches im klassischen Sinne die Bahngenauigkeit von CNC-Bearbeitungsmaschinen qualifiziert. Definiert werden die Testbedingungen in der ISO 230-4 [ISO230-4]. Ein Hauptkriterium für die Güte einer Kreisfahrt ist die dort beschriebene bidirektionale Kreisformabweichung $G(b)$, durch welche es möglich ist, die Differenz der maximalen und minimalen radialen Abweichung von zwei entgegengesetzt gefahrenen konzentrischen Kreisbahnen auszudrücken. Sie stellt damit einen Spezialfall der Bahngenauigkeit RT_p aus der

³ Da die genaue Zielpose des Roboters für die externe Messung nicht bekannt ist, wird die Abweichung hier als Betrag des relativen Fehlers zum Gesamtschwerpunkt dargestellt. Die Berechnung der Umkehrspanne und Positionierunsicherheit ist davon unabhängig.

ISO 9283 [ISO9283] dar, welche die Bahn auf Kreisbahnen beschränkt und die Standardabweichung der Messung nicht berücksichtigt. Für die Messung der Kreisbahnen gibt es spezielle Kreisformtestgeräte, welche eine relative radiale Längenmessung durchführen. Alternativ können auch dynamische optische Messsysteme, wie Lasertracker eingesetzt werden, um die Kreisbahn zu bestimmen. Ein Vergleich und eine Fehlerbetrachtung der beiden Messarten an Industrierobotern wird durch KOTHE [Koth2018] vorgenommen. Für die hier durchgeführten Versuche wird das Kreisformtestgerät *QC20-W* der Firma RENISHAW [REN2013] verwendet und in der x - y -Ebene des Roboters auf einem Maschinentisch positioniert. Der Aufbau des Kreisformtestgeräts ist links in Bild 4.11 dargestellt. Der Magnetfuß erlaubt ein nachträgliches Justieren auf dem Werkzeutisch, während die Werkzeugaufnahme in die Frässpindel des Roboters eingesetzt wird. Die Präzisionskugeln verbinden den statischen Magnetfuß und die kreisende Werkzeugaufnahme während der Messung. In dem Roboter werden nun ideale Kreisbahnen jeweils im Uhrzeigersinn (CW: engl. clockwise) und gegen den Uhrzeigersinn (CCW: engl. counterclockwise) programmiert und mit definiertem Vorschub und definiertem Radius gefahren. Das Kreisformtestgerät misst währenddessen hochfrequent die Radiusänderung über die Zeit. Mit bekanntem Vorschub lässt sich darüber eine Zuordnung zu den entsprechenden Winkeln herstellen. Für die Auswertung der bidirektionalen Kreisformabweichung wird anschließend der gemeinsame maximale und minimale Radius der Kreisbahnen ermittelt und die bidirektionale Kreisformabweichung berechnet zu

$$G(b) = \max(r_{CW}, r_{CCW}) - \min(r_{CW}, r_{CCW}). \quad (4.6)$$

Diese Berechnung geht demnach nur nach Extremwerten der Kreisbahnen und ist damit anfällig für ausreißende Messwerte. Um einen generellen Eindruck der Kreisbahngenauigkeit zu bekommen, ist somit eine visuelle Darstellung sinnvoll. Diese ist rechts in Bild 4.11 gemeinsam mit der anschaulichen Ermittlung der Kreisformabweichung dargestellt.

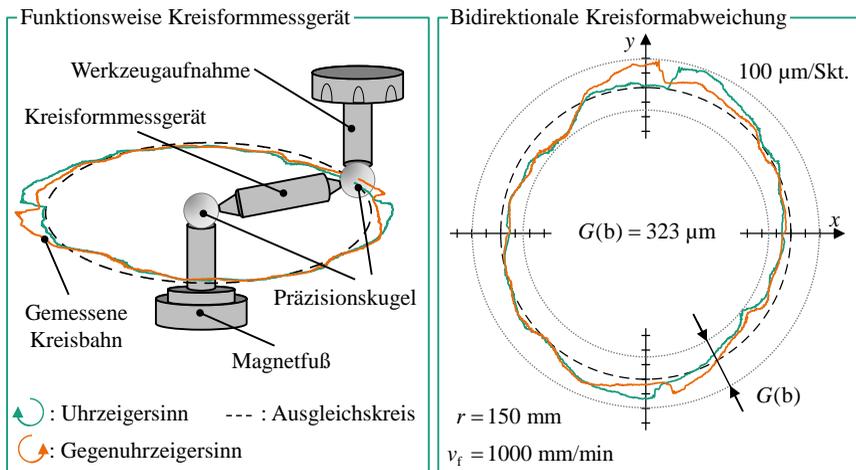


Bild 4.11: Funktionsweise des Kreisformtestgeräts und Auswertung der Kreisformabweichung [MSK2017a]

Im rechten Teil von Bild 4.11 ist der Kreisformtest für den *MABI MAX-150* mit motorseitigen Messsystemen und Standardregelkreis aus Bild 4.4 dargestellt. Insbesondere nahe der y -Achse sind sprunghafte Änderungen der Kreisbahnen aufgrund von Achsumkehrpunkten zu erkennen, welche letztendlich den größten Anteil der bidirektionalen Kreisformabweichung ausmachen. Im Vergleich mit anderen Robotern aus KOTHE [Koth2018], bei denen $G(b)$ oft im Bereich von 400 - 500 μm liegt, ist dies dennoch ein guter Wert.

Die folgenden Untersuchungen sollen zeigen, inwiefern die zusätzlichen Regelungsstrategien aus Kap. 4.3 zu einer Verbesserung der Bahngenauigkeit und Kreisform beitragen können. Die Optimierung der einzelnen Regelungerweiterungen erfolgt dabei teils iterativ. Im ersten Schritt werden die direkten Messsysteme aktiviert und damit auch die angepasste Gebermischung und die aktive Schwingungskompensation. Die Vorsteuerungsmethoden der Reibkompensation und Momentenvorsteuerung bleiben zunächst ausgeschaltet. Das Ergebnis des Kreisformtests ist links in Bild 4.12 zu sehen. Dabei fällt zunächst auf, dass bei beiden Bewegungsrichtungen die Kreisbahnen weitestgehend aufeinander liegen. Diese Beobachtung deckt sich mit den Beobachtungen aus Kap. 4.4.1, wo ein verringertes richtungsabhängiges Verhalten mit DMS anhand der Positioniersicherheit festgestellt werden kann. Im Vergleich zu den MMS ist die Form insgesamt homogener und weist eine gestreckte ovale Form in Richtung der y -Achse auf. Die makroskopische Form ist damit ähnlich zu den Untersuchungen mit MMS. Auffällig sind hingegen die ausgeprägten Spitzen auf Höhe der x - und y -Achse. Obwohl die Form sich insgesamt rein optisch verbessert hat, steigt dadurch $G(b)$ auf 385 μm und zeigt so eine Grenze der Aussagekraft der bidirektionalen Kreisformabweichung auf. An diesen Stellen findet eine sprunghafte Abweichung aufgrund der Umkehrung der Achsrichtungen statt, die KOTHE [Koth2018] auch bei anderen Robotern feststellen konnte. Im Fall der x -Achse ist es eine Kombination aus Achse 1 und 4, während auf der y -Achse eine Umkehrung der Achsen 2, 3 und 5 auftritt. Letzteres ist auch in Bild 4.11 für den MMS-Modus zu erkennen. Allerdings ist dort aufgrund mangelnder abtriebsseitiger Informationen kein Korrekturvorgang nach Auftreten der Abweichung zu erkennen. Im Fall der DMS wird der Fehler erkannt und auf die ursprüngliche Bahn zurückgebracht. Jedoch fehlt es dem Regler hier an Dynamik, um den Fehler von vornherein klein zu halten und zu begrenzen, da die Reaktion auf die plötzlich auftretende Regelabweichung lediglich in der äußeren Kaskade und damit im Lageregeltakt stattfindet. Ein proaktives Handeln ist an dieser Stelle noch nicht möglich.

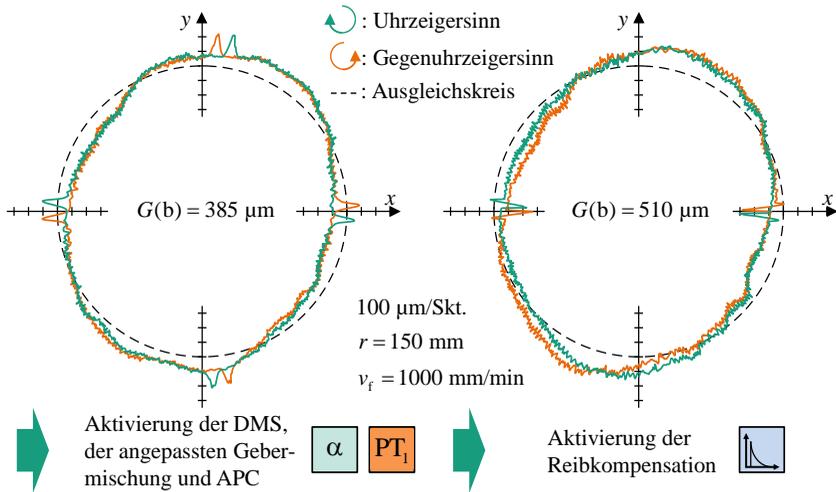


Bild 4.12: Kreisformtestergabe mit direkten Messsystemen und aktivierter Reibkompensation [MSK2017a]

Dies ändert sich mit der Aktivierung der Reibkompensation für alle Achsen. Durch die geschwindigkeitsproportionale Vorsteuerung können insbesondere die Umkehrereffekte der Achsen 2, 3 und 5 auf der y -Achse maßgeblich verringert werden. Die Reibkompensation für die Achsen 1 und 4 ist hingegen in dem dargestellten Zustand rechts in Bild 4.12 zu hoch gewählt. Dadurch kommt es zu einer Überkompensation mit entsprechenden Ausschlägen zur Kreismitte. Dies führt in Summe auch zu einer erneut gestiegenen Kreisformabweichung von $510 \mu\text{m}$.

Im nächsten Schritt wird eine erneute globale Kalibration des Roboters durchgeführt und die Momentenvorsteuerung aktiviert, um das dynamische Lastverhalten des Roboters vorzusteuern. Das Ergebnis ist eine deutlich verbesserte Kreisform, welche sich größtenteils auf dem Niveau des Sollkreises befindet. Lediglich die Überkompensation auf der x -Achse ist nach wie vor deutlich zu erkennen und maßgeblich für die verbleibende Kreisformabweichung von $320 \mu\text{m}$. Im letzten Schritt wird daher die Reibkompensation der Achsen 1 und 4 etwas reduziert. Das finale Ergebnis ist rechts in Bild 4.13 zu sehen. Die Überkompensation kann mit der Anpassung erfolgreich behoben werden, sodass lediglich ein minimales Überschwingverhalten zurückbleibt. Die bidirektionale Kreisformabweichung wird so auf $157 \mu\text{m}$ begrenzt und damit im Vergleich zur Ausgangssituation mehr als halbiert.

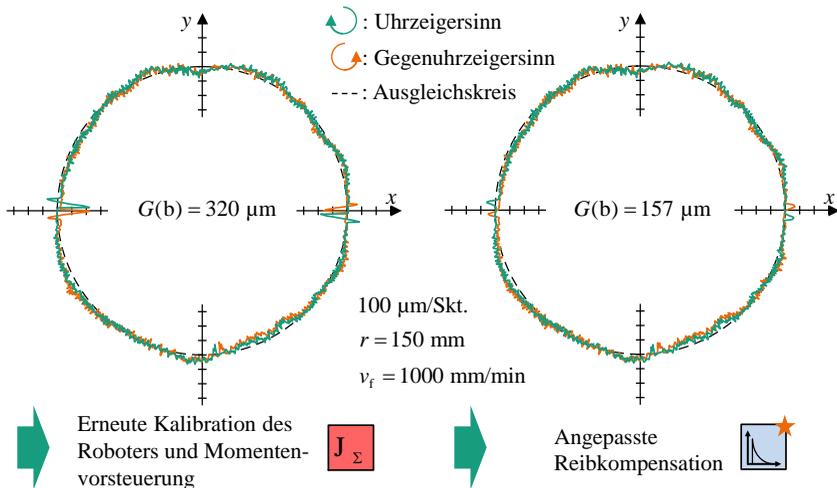


Bild 4.13: Kreisformtестen mit Momentenvorsteuerung und angepasster Reibkompensation [MSK2017a]

Die Kreisformtестergebnisse zeigen, dass die eingesetzten Kompensationsstrategien in der erweiterten Regelungsstrategie auch für dynamische Bahnfahrten zu einer deutlichen Verbesserung führen. Insbesondere die Kalibration und die Vorsteuerungsmethoden der Momentenvorsteuerung und Reibkompensation führen bei richtiger Parametrierung zu einer deutlichen Steigerung der Bahngenauigkeit.

4.5 Virtuelle Versteifung

Die Steifigkeit – bzw. deren Kehrwert, die Nachgiebigkeit – sind essentielle Kenngrößen zur Beschreibung des Verhaltens von Industrierobotern im Fall externer Belastung (vgl. auch Kap. 2.4.3.). Die Versteifung von Industrierobotern steht im Mittelpunkt vieler Untersuchungen und Bestrebungen in der Wissenschaft und Forschung, um die Genauigkeit des Systems zu steigern. Die hohe Nachgiebigkeit von Industrierobotern im Vergleich zu Werkzeugmaschinen ist ein Hauptgrund für die seltene Berücksichtigung von IR für Bearbeitungsprozesse. Derzeit werden daher vor allem drei unterschiedliche Ansätze gewählt, um die Steifigkeit von IR zu erhöhen. Eine Möglichkeit ist die Modellierung der Gelenknachgiebigkeiten und die anschließende Kompensation der Abweichungen in der Motorsteuerung (siehe [Rud2012a, Rud2012b] oder [Wei2008]). Als Alternative werden häufig strukturelle Anpassungen vorgenommen. Dabei werden einerseits Roboter ausgewählt, die eine Traglast aufweisen, welche um ein Vielfaches über den zu erwartenden Prozesskräften liegt. Dieses Vorgehen wählt u. a. DEVLIEG [Dev2011] für das Bohren und Fräsen von Aluminiumbauteilen. Andererseits wird der kinematische Aufbau der Roboter angepasst, indem in den seriellen Roboter Parallelachsen eingefügt werden, welche eine zusätzliche Versteifung herbeiführen. Einen solchen Roboter explizit für Bearbeitungsaufgaben hat ABB mit dem *IRB 6660-205/1.9* [ABB2015b] im Angebot, bei welchem parallel zur Schwinde ein zusätzliches Armelement angebracht ist. Der

Nachteil der Implementierung von Zusatzachsen ist in der Regel ein verringerter Arbeitsraum des IR.

Ein weiterer Ansatz und eine weitere Möglichkeit der Versteifung wird in diesem Abschnitt vorgestellt. Betrachtet werden dabei erneut hauptsächlich die Gelenknachgiebigkeiten des IR. Anders als bei Modellierungsansätzen der Getriebeelastizitäten und damit einhergehenden Winkelkorrekturen an der Antriebsseite, wird hier der abtriebsseitige Winkel über die DMS ermittelt und direkt in den Lageregelkreis des jeweiligen Antriebs zurückgeführt. In diesem Fall ist also keine erweiterte Regelungsstrategie notwendig. Der makroskopische Effekt, der sich insbesondere bei statischer Belastung des Roboters einstellt, ist ein Gegensteuern der Motoren, sobald eine Abweichung der stationären Sollwinkel durch die DMS ermittelt wird. Die Motoren bringen anschließend ein Moment auf, welches die Abweichung reduzieren soll. Dabei wird das Moment solange gesteigert, bis auch die Elastizitäten des Antriebsstrangs ausgeglichen sind und sich die direkt gemessenen Istwinkel den Sollwinkeln annähern. Eine Modellierung der Elastizitäten ist an dieser Stelle daher nicht notwendig.

Der sich einstellende Effekt ist eine geringere Nachgiebigkeit jeder einzelnen Drehachse. Da hier weder eine strukturelle noch eine modellbasierte Anpassung des Robotersystems stattfindet, wird von einer „virtuellen Versteifung“ gesprochen. In diesem Abschnitt soll untersucht werden, inwiefern der Einsatz von DMS in dem Lageregelkreis zu einer Versteifung des Systems beiträgt. Um eine Differenzierung des Einflusses der DMS achsspezifisch darstellen zu können, erfolgt die Untersuchung der Nachgiebigkeiten achsindividuell.

4.5.1 Versuchsgestaltung und untersuchte Achsstellungen

Die Untersuchung individueller Achsen ohne den Roboter zu demontieren, bringt einige Herausforderungen mit sich. Das Ziel ist die Bestimmung jeder individuellen Achssteifigkeit mit und ohne DMS durch das Aufbringen einer Kraft am Endeffektor und die Vermessung der resultierenden Abweichung. Das Vorgehen ist dabei an die bekannten Identifizierungsmaßnahmen für Gelenksteifigkeiten angelehnt, welche in Kap. 2.4.3 vorgestellt wurden. Im Unterschied zu z. B. WEIGOLD [Wei2008], welcher eine Analyse der Steifigkeit im zentralen Arbeitsraum des IR durchgeführt hat, sollen hier Roboterstellungen gewählt werden, bei denen pro Stellung nur jeweils eine Achse ein Moment um die Drehachse erfährt. Alle übrigen Achsen erfahren Kräfte lediglich parallel zu ihren Drehachsen, sodass dort die jeweiligen Kippsteifigkeiten, also die Lagersteifigkeiten wirken, welche in der Literatur als deutlich höher als die der Drehachsen angenommen werden (vgl. ZHANG und WANG [ZJZ2005] und ALICI und SHIRINZADEH [AIS2005]). Dieses Vorgehen der individuellen Belastung einzelner Achsen wird für die Ermittlung von Achssteifigkeiten von OLABI ET AL. [ODB2012] mit dem Begriff *axis-by-axis* vorgestellt. Aufgrund des Aufbaus serieller 6-Achsroboter ist eine achsindividuelle Belastung über eine Krafterleitung am TCP für manche Achsen nur in Näherung und durch exotische Achsstellungen realisierbar. Eine Übersicht der eingesetzten Roboterposen für die Untersuchung der einzelnen Achsen ist in Tabelle 4.3 gegeben und wird in Bild 4.14 verdeutlicht. Zusätzlich zu den sechs individuellen Achsen wird eine Stellung untersucht, bei welcher keine der Achsen ein Drehmoment um die Drehachse erfährt. Diese Stellung wird als „Verkipfung“ bezeichnet und dient als Vergleich für die Abschätzung zusätzlicher, durch die direkten Messsysteme nicht detektierbarer Effekte.

Tabelle 4.3: Achswinkel der eingesetzten Roboterstellungen für die achsindividuelle Steifigkeitsuntersuchung

	Achse 1	Achse 2	Achse 3	Achse 4	Achse 5	Achse 6
Stellung A1	0°	0°	0°	180°	0°	-90°
Stellung A2	0°	-90°	81,5°	-90°	0°	90°
Stellung A3	90°	-144,5°	90°	-90°	0°	90°
Stellung A4	90°	-117°	-27°	0°	90°	90°
Stellung A5	0°	-100°	10°	-90°	0°	0°
Stellung A6	90°	-100°	10°	0°	-44°	0°
Verkipfung	0°	-100°	10°	-180°	0°	90°

Für die Untersuchung wird der *MABI MAX-150* inklusive Frässpindel verwendet. Dadurch ist es möglich über einen in die Werkzeugaufnahme eingespannten Dorn gezielte Zug- und Druckkräfte aufzubringen und mithilfe des eingespannten Handkraftmessgeräts *PCE-FG FA500* der Firma PCE DEUTSCHLAND GMBH die eingestellten Kräfte zu detektieren [PCE2016]. In der ISO 9283 [ISO9283] werden Steifigkeitsversuche bis zur Nennlast des Roboters vorgeschlagen. Mit dem Fokus auf Fräsprozesse in CFK-Bauteilen wird an dieser Stelle mit einer maximalen Prozesskraft von 300N am TCP gerechnet, sodass die Steifigkeitsanalyse an diese Maximalkraft angepasst wird. Ansonsten werden die Kräfte gemäß der ISO 9283 in drei Durchläufen und in 10%-Schritten bis zur Maximalkraft erhöht und bis zur negativen Maximalkraft von -300N reduziert. Gleichzeitig wird mittels eines Lasertrackers die resultierende Abweichung in der wirkenden Krafrichtung TCP-nah ermittelt.

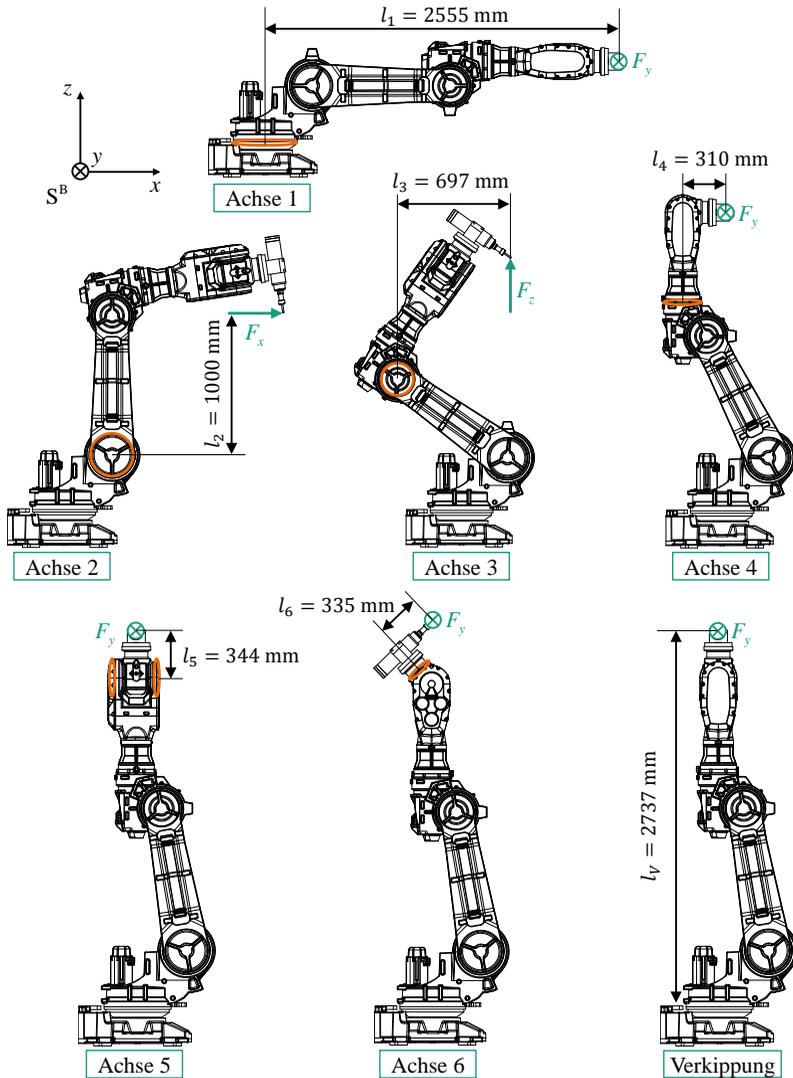


Bild 4.14: Roboterstellungen für achsindividuelle Steifigkeitsuntersuchungen

4.5.2 Ergebnisse der achsindividuellen Steifigkeitsanalyse

Für die Auswertung der Steifigkeiten werden in Bild 4.15 die Nachgiebigkeitskennlinien aus den resultierenden relativen Abweichungen des TCP über die anliegenden Kräfte analog zu Bild 2.10 dargestellt. Dabei wird die Kraftangriffsrichtung jeweils so gewählt, dass ein Drehmoment um die zu untersuchende Achse aufgebracht wird. Die Abweichung wird in der gleichen Richtung wie die wirkende Kraft gemessen, sodass die Hauptsteifigkeiten K_{xx} , K_{yy} oder

K_{st} berücksichtigt werden. Die Versuche wurden identisch für die Steuerungskonfiguration mit motorseitigen Messsystemen (MMS) und direkten Messsystemen (DMS) durchgeführt.

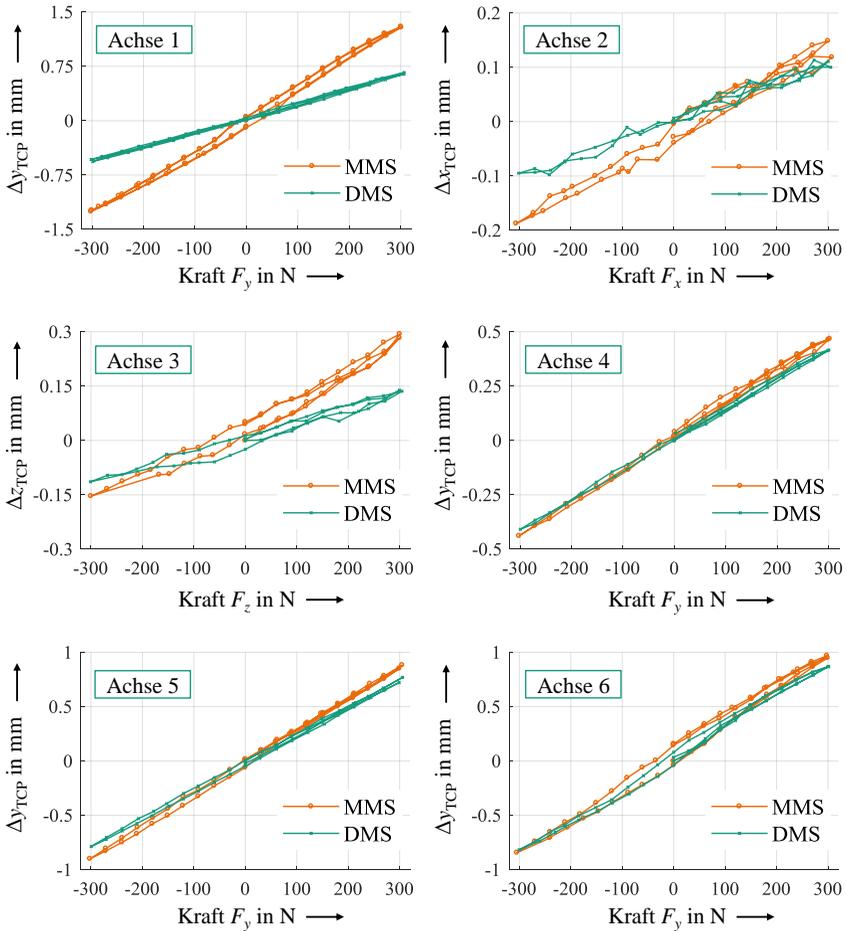


Bild 4.15: Nachgiebigkeitskennlinien bei individueller Belastung der Einzelachsen

Aufgrund der unterschiedlichen Hebelarme vom Kraftangriffspunkt zur Rotationsachse der Gelenke und der damit unterschiedlich wirkenden Drehmomente fällt die maximale relative Abweichung in den Achsen stark unterschiedlich aus. Dennoch wird auf eine Untersuchung von Torsionssteifigkeiten mit konstanten Drehmomenten verzichtet, da dies nicht der Realität eines üblichen Fräsprozesses entsprechen würde. In Bild 4.15 ist deutlich zu erkennen, dass durch den Einsatz der direkten Messsysteme bei den großen Hauptachsen 1 bis 3 ein deutlicher Steifigkeitsanstieg zu verzeichnen ist, während bei Achse 4 und den Handgelenksachsen nur eine marginale Verbesserung festzustellen ist. Generell ist an den Kurvenverläufen nur ein sehr geringes Hystereseverhalten festzustellen, welches hauptsächlich in der Achse 1 und 2 im

MMS-Betrieb und in der Achse 3 in beiden Betriebsarten auftritt. Die geringe Hysterese in Achse 2 und 3 kann durch die schwerkraftbedingte Vorspannung der Achsen erklärt werden [Koth2018]. Ein Sättigungsverhalten, wie in Bild 2.10 ist in allen Fällen noch nicht zu erkennen, da die aufgebrachten Kräfte dafür deutlich zu gering sind. Die hier verbauten Getriebe besitzen Nennmomente von dem 4-fachen (Achse 1) bis zu dem 10-fachen (Achse 4) der hier anliegenden Momente. Aus diesem Grund und aufgrund der Beobachtungen aus Bild 4.15 ist es sinnvoll die Nachgiebigkeitskennlinien zu linearisieren und durch eine Ausgleichsgerade anzunähern. Die reziproke Steigung der Ausgleichsgeraden berechnet sich gemäß

$$K_{jj,Ai} = \frac{\Delta F_{j,Ai}}{\Delta(\Delta j_{TCP,Ai})}, \text{ mit } j \in x, y, z \text{ und } i \in [1, 6] \quad (4.7)$$

und beschreibt eine mittlere Steifigkeit der jeweiligen Achse. Bild 4.16 zeigt die unterschiedlichen mittleren Translationssteifigkeiten sowie den Einfluss der direkten Messsysteme.

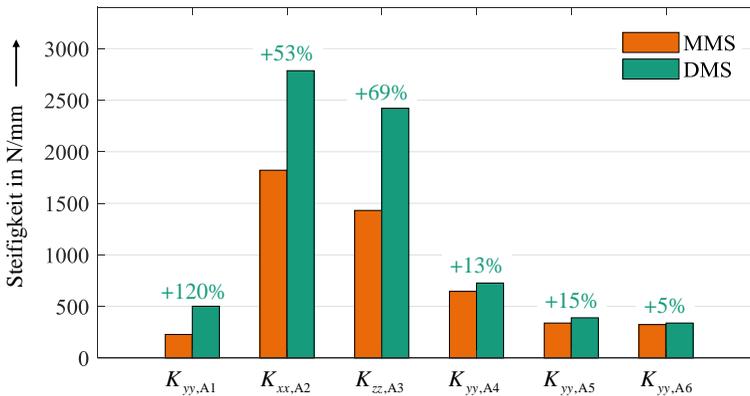


Bild 4.16: Vergleich der mittleren achsindividuellen Hauptsteifigkeiten mit MMS und DMS

Bild 4.16 verdeutlicht noch einmal die Beobachtungen aus Bild 4.15. Der Effekt der direkten Messsysteme auf die drei Hauptachsen ist deutlich erkennbar, wobei Achse 1 am meisten profitiert. Bei den Achsen 4 bis 6 ist trotz geringer Steifigkeit im MMS-Modus kaum eine Verbesserung durch die direkten Messsysteme festzustellen. Die Erklärung dazu liefert der Vergleich der Nachgiebigkeitskennlinien von Achse 5 und der Verkippung in Bild 4.17. In der Stellung der Verkippung wurden im Vergleich zur Stellung zur Untersuchung von Achse 5 lediglich die Achse 4 und 6 gegenläufig um 90° gedreht. Bis auf diese Ausnahme sind die Stellungen identisch. Es ist ersichtlich, dass die Nachgiebigkeitsverläufe nahezu deckungsgleich sind. Dies spiegelt sich ebenfalls in dem Vergleich der mittleren Steifigkeiten wider. Im MMS-Modus ist die Steifigkeit bei der Verkippung im Vergleich zu Achse 5 um 1 % höher und liegt damit innerhalb der Messtoleranz der Messmittel. Im DMS-Modus ist die Steifigkeit der Achse 5 um 12% höher als die der Verkippung und somit vergleichbar mit dem Anstieg von $K_{yy,A5}$ von MMS zu DMS in Bild 4.16. Die wesentliche Erkenntnis aus Bild 4.17 ist jedoch der Einfluss parasitärer Effekte, wie Lagersteifigkeiten und Biegesteifigkeiten der Armelemente auf die Gesamtsteifigkeit der Roboterkinematik.

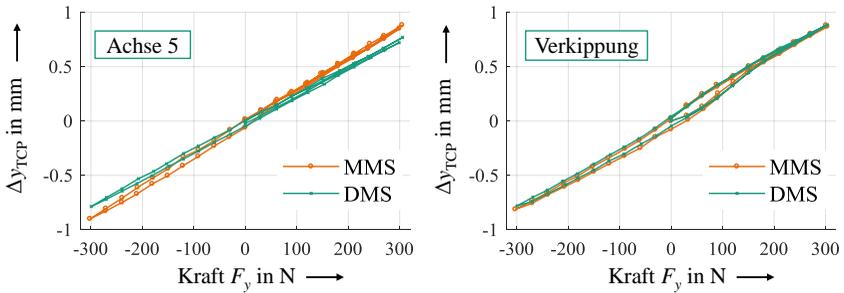


Bild 4.17: Vergleich Nachgiebigkeit Achse 5 und generelle Verkippung

Insbesondere in den Untersuchungen der Achsen 4 bis 6 und den dort gewählten gestreckten Stellungen wirken hohe Kippmomente auf die Grundachsen 1 bis 3. Diese Kippmomente können von den direkten Messsystemen nicht erfasst werden, da der Versatz zu keiner tangentialen Verschiebung und damit Winkeländerung in den Achsen führt. Dies erklärt unter anderem auch die signifikante relative Abweichung in Achse 1 im DMS-Modus, da hier zusätzlicher Einfluss der Kippsteifigkeiten von Achse 2 und 3 wirksam wird. Ein weiterer Grund liegt in den nicht zu vernachlässigenden senkrechten Abweichungen bezüglich der Kraftangriffsrichtung. Diese können je nach Achse eine Querkopplung auf die Steifigkeitsmessung weiterer Achsen haben.

Bild 4.18 zeigt diesen Einfluss der Kippnachgiebigkeiten am Beispiel von $H_{xy,A1}$ und $H_{zy,A1}$. Die Wirkung ist je nach Richtung etwa um den Faktor 4 bis 5 geringer als die Hauptnachgiebigkeit. Dies sind allerdings bereits Dimensionen, welche für die Gesamtbetrachtung des Roboternachgiebigkeitsmodells nicht mehr vernachlässigt werden sollten und nicht durch direkte Messsysteme erfasst werden können. Der gleiche Effekt überlagert die Nachgiebigkeitsverläufe in Bild 4.15 und hat einen zunehmenden Einfluss je stärker der Roboter auskragt und je kleiner der Hebelarm der zu untersuchenden Achse ist. Dies ist insbesondere für die Untersuchungen der Achsen 4 bis 6 der Fall. Eine Berechnung achsindividueller Torsionssteifigkeiten würde durch diesen Umstand verfälscht werden. Für eine korrekte Bestimmung der Torsionssteifigkeiten müsste jede einzelne Roboterachse bei der Belastung radial abgestützt oder alternativ jede Drehachse ausgebaut und auf einem Teststand vermessen werden.

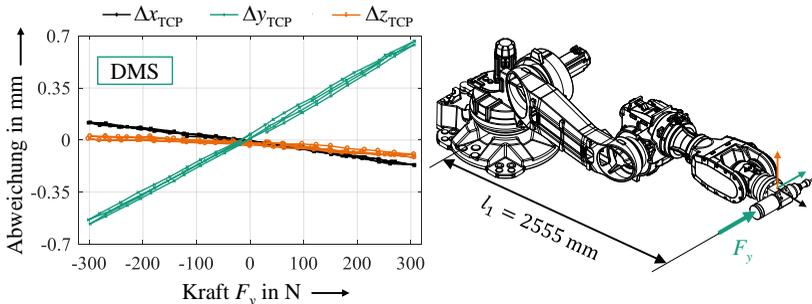


Bild 4.18: Einfluss der Kippnachgiebigkeiten am Beispiel von Achse 1

Dass sich mit den direkten Messsystemen im statischen Belastungsfall alle detektierbaren tangentialen Abweichungen ausregeln lassen, wird im folgenden Beispiel an Achse 1 deutlich. In Bild 4.19 wird die angreifende Kraft F_y von $\pm 300\text{N}$ am TCP über den Hebelarm in das wirkende Drehmoment und die auftretende Abweichung in einen resultierenden Winkelfehler φ_{calc} umgerechnet. In 100N-Schritten wird in derselben Messung der abtriebsseitige Winkel φ_{meas} aus der Steuerung ausgelesen. Die Messung wird anschließend einmal im MMS- und einmal im DMS-Modus durchgeführt.

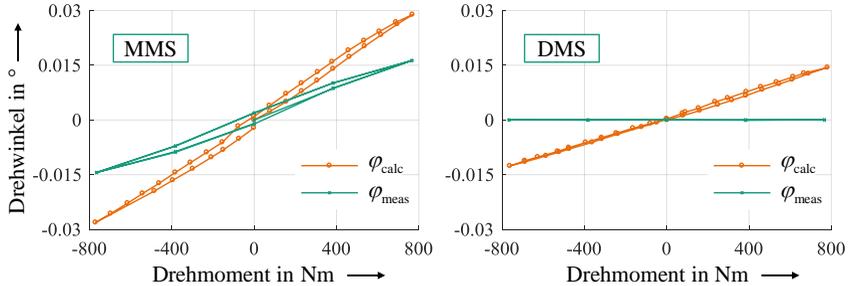


Bild 4.19: Berechneter und gemessener Winkel im MMS- und DMS-Modus für Achse 1

Im MMS-Modus ist gut zu erkennen, dass die direkten Messsysteme eine Abweichung registrieren, die in dieser Betriebsart durch die motorseitige Regelung nicht korrigiert werden kann. Es ist ebenfalls zu sehen, dass bei dem DMS nur in etwa die Hälfte des auftretenden Winkelfehlers detektiert wird. Der Restwinkel zwischen φ_{calc} und φ_{meas} fällt als Biegesteifigkeit der Armelemente und aus der Kippsteifigkeit der übrigen Achsen und Lager an. Mit Aktivierung der Regelung über die DMS wird die abtriebsseitig ermittelte Regelabweichung komplett ausgeglichen und der Gesamtwinkelfehler um den entsprechenden Betrag reduziert. An diesem Beispiel ist gut zu erkennen, wo die Stärken, aber auch die Grenzen des abtriebsseitigen Messsystems bei der virtuellen Versteifung liegen.

4.6 Zusammenfassung und Einsatzfähigkeit

Der Einsatz direkter Messsysteme an Gelenken mit großen Getriebeübersetzungen ist für sich allein genommen ein bekannter Ansatz, welcher schon in unterschiedlichen robotischen Systemen untersucht wurde [Dev2010, FAN2017]. Bislang war der Nutzen jedoch recht gering und zumeist auf statische Anwendungen begrenzt [Abe2007]. Das in diesem Abschnitt vorgestellte Einsatzszenario von abtriebsseitigen Messsystemen in einem Industrieroboter geht daher einen Schritt weiter und kombiniert die Möglichkeit der abtriebsseitigen Achswinkelmessung mit bislang in der Robotik ungenutzten Regelungs- und Vorsteuerungsmethoden. Daher ist bei der Wahl des Messsystems neben einer entsprechenden Robustheit und Messauflösung auch die Anbindungsmöglichkeit an die Steuerung berücksichtigt worden, um eine konsistente und schnelle Signalübertragung sicherzustellen. Auf diese Weise konnten die Algorithmen der erweiterten Regelungsstrategie sukzessive implementiert und untersucht werden. Die Ergebnisse sind Teil der Genauigkeitsuntersuchung und zeigen, dass insbesondere das Umkehr-

verhalten der Achsen in Form der Positioniergenauigkeit deutlich gesteigert werden kann, wenn abtriebsseitige Messsysteme eingesetzt werden. Ebenso verbessert sich das Verhalten des Roboters bei dynamischen Anwendungen und Bahnfahrten. Durch Kreisformtests wurde gezeigt, dass die bidirektionale Kreisformabweichung mit den Methoden der erweiterten Regelungsstrategie deutlich abnimmt und sich einer idealen Kreisform annähert. Dabei ist die Reibkompensation in der Lage sprunghafte Fehler bei Achsumkehr weitestgehend zu unterbinden und mithilfe der angepassten Gebermischung und Momentenvorsteuerung eine hohe Bahntreue zu erreichen.

Neben dynamischen Fehlern ist darüber hinaus wie in Kap. 2.5.2 dargestellt, vor allem die statische Nachgiebigkeit ein Hauptgrund für die Abweichung des Roboters von seiner Sollposition in Lastszenarien. Durch den Einsatz abtriebsseitiger Messsysteme konnte an allen Achsen eine individuelle virtuelle Versteifung des Systems nachgewiesen werden. Dabei ist der Effekt bei Achse 1 und damit der Achse mit dem dominierenden Anteil der Fehlereinflüsse im Lastfall am größten. Insbesondere in den Handgelenksachsen ist die Versteifung eher moderat und wurde im Vorfeld höher erwartet. Ein Grund ist an dieser Stelle der nicht mehr zu vernachlässigende Einfluss der Kreuznachgiebigkeiten, welcher mit ansteigender Steifigkeit um die Drehachse an Gewicht gewinnt. Für eine statische Steifigkeitssteigerung des Systems ist demnach eine alleinige Ausstattung der ersten drei Achsen mit abtriebsseitigen Messsystemen denkbar. Welchen Einfluss eine solche Konfiguration jedoch auf das dynamische Bahnverhalten hätte, ist nur schwer abzuschätzen.

Bezüglich der Absolutgenauigkeit des Systems mit abtriebsseitigen Messsystemen wurden an dieser Stelle noch keine Untersuchungen durchgeführt, welche über die Steifigkeitsuntersuchungen hinausgehen. Diese Entscheidung lässt sich damit begründen, dass durch die abtriebsseitigen Messsysteme grundlegend keine weitreichenden Verbesserungen bei der Absolutgenauigkeit zu erwarten sind. In Kap. 2.5 werden die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Robotergerauigkeit und deren Folgen für die unterschiedlichen Leistungskenngrößen vorgestellt. Daraus ist ersichtlich, dass der Hauptgrund für Absolutgenauigkeitsfehler neben der Elastizität der Gelenke aus der Struktur selbst, der thermischen Ausdehnung und Kalibrier- und Einmessfehlern hervorgeht. Diese Fehlereinflüsse sind durch die abtriebsseitigen Messsysteme nicht detektierbar und können folglich auch nicht kompensiert werden. Um diese Einflussfaktoren sichtbar zu machen, sind in der Regel auf den Einflussfaktor abgestimmte interne Messmittel notwendig. Eine weitere Möglichkeit besteht in dem Einsatz externer Messsysteme, welche die Roboterpose von außen absolut ermitteln können. Dieser Ansatz wird in den folgenden Kapiteln eingehend untersucht.

Abschließend lässt sich zur möglichen Einsatzfähigkeit abtriebsseitiger Messsysteme in Gelenkarmrobotern festhalten, dass diese aufgrund der hier dargestellten Ergebnisse insbesondere für Prozesse mit hohen Anforderungen bezüglich der Bahntreue und Steifigkeit sehr gut geeignet sind. Es muss dabei berücksichtigt werden, dass eine Integration von zusätzlichen Messsystemen in den Roboter den Produktpreis auf dem stark konkurrierenden Robotermarkt anhebt. Dafür kann jedoch auf zusätzliche Strukturelemente, wie Parallelarme, verzichtet und eine robotische Lösung für die mechanische Bearbeitung angeboten werden. Dies ist zum Zeitpunkt der Veröffentlichung dieser Arbeit bereits geschehen. Unter dem Produktnamen *MABI MAX-150* vertreibt die Firma MABI ROBOTICS GMBH einen Industrieroboter standardmäßig mit der hier eingesetzten Steuerung und direkten Messsystemen.

5 Externe Regelung mithilfe eines Stereo-Kameramesssystems

Das vorangegangene Kapitel gibt einen ausführlichen Einblick in den Einsatz von intern in den Roboter integrierter Messtechnik in Form von abtriebsseitigen Winkelmesssystemen und damit erweiterten Möglichkeiten der Regelung. Es konnten jedoch auch klare Grenzen des Systems, insbesondere im Bereich der virtuellen Versteifung festgestellt werden. Parasitäre Effekte, wie z. B. Kreuznachgiebigkeiten und die Verbiegung der Armelemente, welche durch die Messsysteme nicht detektiert werden können, bilden einen Restfehler. Für die Detektion dieser Restfehler ist neben aufwendigen und nie gänzlich korrekten Simulationsmethoden der Einsatz weiterer externer Messsysteme ein denkbarer Schritt, um die aktuelle Roboterposition und -orientierung zu bestimmen und Abweichungen von der Solllage zu ermitteln. Als ein optisches Messmittel kommen an dieser Stelle Kamerasysteme in Frage. Die Idee, Kameras zu verwenden, ist schon länger bekannt und wurde bereits 1997 von MAAS genutzt, um Industrieroboter zu kalibrieren [Maa1997]. Die Möglichkeit mit einer oder mehreren Kameras Roboter zu kalibrieren, ist dabei bis heute eine kostengünstige Alternative, wie von BARTON und SCHWAB beschrieben wird [BSF2017].

Die Wissenschaft zur Bestimmung von Geometriedaten aus Bildern nennt sich Photogrammetrie und gehört ursprünglich in den Bereich der Geodäsie und Landvermessung. Auch heutzutage wird Photogrammetrie mit moderner Satellitentechnik angewendet, um 3D-Koordinaten geographischer Gegebenheiten qualitativ aus Bilddaten zu errechnen und topographische Karten zu erstellen [Lin2016]. Grundsätzlich ist es jedoch unerheblich, um was für Bilddaten es sich handelt. Das fotografierte Objekt kann ebenso ein Haus, Auto oder Roboterendeffektor sein. Das zugrundeliegende Prinzip der Posebestimmung eines Roboters mithilfe von Kameras ist Teilgebiet der Nahbereichsphotogrammetrie. Photogrammetrie wird von LINDER beschrieben als *“science of measuring in photos”* [Lin2016], also der „Wissenschaft in Fotos zu messen“. Gemeint ist an dieser Stelle die Extraktion von Geometriedaten aus Bildobjekten und Fotos. Durch bekannte Geometrien und Relationen in einem Bild ist es möglich Rückschlüsse auf die Dimension anderer unbekannter Objekten im Bild zu ziehen. Auf diese Weise können mit einer Kamera 2D-Koordinaten gewonnen werden. Wird das Bild gleichzeitig aus einer zweiten Perspektive betrachtet – wie man es vom menschlichen Sehen kennt – so ist es möglich 3D-Koordinaten zu berechnen. Dieses Prinzip, bekannt als „Stereoskopisches Sehen“, benötigt mindestens zwei Abbildungen des gleichen Objekts, wobei eine Überbestimmtheit die Genauigkeit der Positionsbestimmung erhöhen kann.

Insbesondere aufgrund konstant ansteigender Rechenleistung moderner Computersysteme über die letzten 30 Jahre sowie Qualitätssteigerung in der Kamerasensor-Technologie konnten kamerabasierte Lösungen mit Photogrammetriesystemen in vielfältigen Industrieanwendungen Einzug finden. Fortgeschrittene Photogrammetriesysteme nutzen hochauflösende Digital- oder Hochgeschwindigkeitskameras mit Weitwinkelobjektiven, retroreflektierende Messmarken und subpixel-genaue Bildberechnung, um dreidimensionale Punktdaten verschiedenster Bauteile zu berechnen. Durch hohe Abtastraten ist es dabei unter anderem möglich, Schwingungsanalysen komplexer Bauteilgeometrien durchzuführen, wie es bei Noise-Vibration-Harshness-Tests (NVH-Test) von Karosserien in der Automobilindustrie genutzt wird

[AIC2008]. Mittels photogrammetrischer Systeme ist auf diese Weise ein Abgleich von realen Geometriedaten zu digitalen CAD-Daten möglich [IAV2011].

In der Robotik wurde Photogrammetrie Ende der 1980er Jahre aus technischer und wirtschaftlicher Sicht interessant. Mit einem ersten Durchbruch in der Einmessung von Roboterendeffektoren zur Kamera – der sogenannten *Hand/Eye-Calibration* – konnten Roboter mit am Endeffektor installierter Kamera eingesetzt werden, um Kamerasysteme schnell und effektiv als Überwachungs- oder Messmittel in der Produktion einzusetzen.

In [Hef2001] wird dieses Prinzip erwähnt, um die Roboterpose im gesamten Arbeitsraum zu bestimmen. Gleichzeitig wird eine erste Idee formuliert, wie diese Daten genutzt werden können, um die Roboterpose über einen externen Regelkreis zu beeinflussen. Bislang scheiterten diese Bestrebungen vor allem daran, dass

- Kamerasysteme zu grob auflösen oder sehr viel Licht benötigen
- die Einmessung zwischen Roboter- und Kamerakoordinatensystem zu ungenau ist
- Rechenzeiten bei der Bildverarbeitung zu lang und Datenraten zu gering sind
- oder die Robotersteuerung keine ausreichenden Schnittstellen bereitstellt, um die gesammelten Daten in Form eines externen Regelkreises zurückzuführen.

Insbesondere die hohen Datenmengen und langen Rechenzeiten der Bildverarbeitung stellten bisher ein Nadelöhr für dynamische Onlinekorrekturen dar. Aus diesem Grund wurden Korrekturmaßnahmen in der Regel nur statisch durchgeführt [HeB2001].

Die oben genannten Problemstellungen sollen in diesem Abschnitt thematisiert werden. Das Ziel ist dabei die Nutzung eines Stereo-Kamerasystems, um die aktuelle Roboterpose zu messen und über einen externen Poseregelkreis möglichst in Echtzeit an die Robotersteuerung zu übertragen, sodass die Roboterbahn online korrigiert werden kann (vgl. Bild 5.1). Der Fortschritt in der Kameratechnik und vor allem in der Rechenleistung moderner Computer- und Steuerungssysteme macht dies möglich.

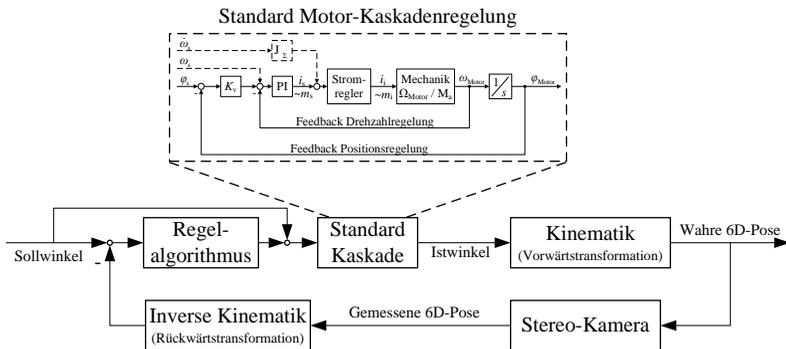


Bild 5.1: Funktionsprinzip der externen Rückführung von Kameramessdaten an die Robotersteuerung

Um den in Bild 5.1 skizzierten Regelkreis aufzubauen, müssen zunächst ein paar Voraussetzungen geschaffen werden. Dazu gehört

- die Kalibration des Kamerasystems
- die Entwicklung und Einmessung eines Messziels am Roboter
- die Auslegung und Positionierung des Kamerahalters
- die Referenzierung des Kamerasystems zum Roboter
- sowie die Implementierung einer Softwareschnittstelle zwischen Robotersteuerung und Kamerasystem

Mit Abschluss dieser Vorbereitungen ist der Einsatz eines Online-Poseregelkreises möglich. Im Folgenden sollen daher die Grundlagen für die letztendliche Implementierung erläutert werden.

5.1 Grundlagen der Stereo-Kameramesstechnik

Um beliebige 3D-Koordinaten aus einem Bildsatz zu ermitteln, ist es wichtig, dass eine der beiden folgenden Grundvoraussetzungen geschaffen wird

1. Es wird *eine* Kamera verwendet, um mindestens *zwei* Fotos eines Objekts aus verschiedenen sich überschneidenden Perspektiven anzufertigen
2. Es werden mindestens *zwei* Kameras verwendet, die dasselbe Objekt aus *verschiedenen* Perspektiven ablichten und dabei einen sich überschneidenden Bildbereich aufweisen.

Bild 5.2 zeigt diese möglichen Anordnungen schematisch. Dabei wird zusätzlich der Aufbau mit zwei konvergent ausgerichteten Kameras dargestellt, welcher es erlaubt den gemeinsamen Bildbereich gegenüber parallel ausgerichteten Kameras zu erweitern. Da die Kameras einem ausführlichen Kalibrationsprozess unterliegen, welcher neben internen Kameraparametern auch die Lage der Kameras zueinander bestimmt, ergibt sich durch diese konvergente gegenüber der parallelen Anordnung kein zusätzlicher Rechen- oder Einrichtungsaufwand. Die beiden Messprinzipien (Bild 5.2 a) und c)) werden im Folgenden genutzt, um die 6D-Poseregelung des Roboters umzusetzen.

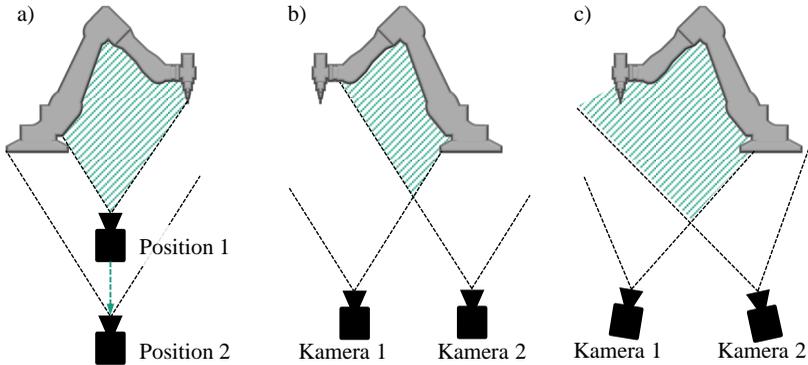
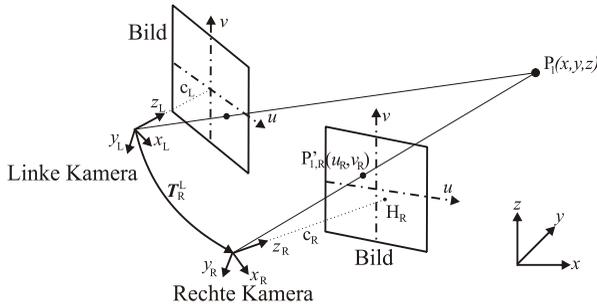


Bild 5.2: a) Messprinzip mit einer Kamera und Positionswechsel, b) Messung mit zwei parallelen Kameras, c) Messung mit zwei konvergent ausgerichteten Kameras zur Steigerung des gemeinsamen Messvolumens

Mit diesen Messmethoden können zwei Bilder eines Objektes aus unterschiedlichen Positionen bzw. Perspektiven erzeugt werden. Der nächste Schritt besteht in der Auswertung dieser Messbilder. Um die Position und Orientierung des Roboter-TCP anhand der Fotografien bestimmen zu können, müssen bei der Bildberechnung geometrische Abbildungsgesetze angewendet werden, welche auf dem Prinzip der *Zentralprojektion* beruhen. An dieser Stelle können die Messbilder mit hinreichender Genauigkeit als Zentralprojektion des Roboter-TCP angesehen werden. In der Folge sollen nur die grundlegenden Zusammenhänge erläutert werden. Für genaue Herleitungen und mathematischen Zusammenhänge sei an dieser Stelle auf weiterführende Literatur verwiesen [Kra2004, Lin2016].

Für die Modellierung der Abbildung eines Messobjekts auf die Kameraebene wird oft von einem Lochkameramodell ausgegangen. In der Realität wird das Loch durch das Kameraobjektiv und der Abstand zwischen Loch und Film durch die Brennweite ersetzt. Jeder Punkt eines Messobjekts (Objektpunkt) erzeugt in der Kameraebene – heutzutage zumeist der Kamerasensor – eine 2D-Koordinate (Bildpunkt).

Bild 5.3: Prinzip der Zentralprojektion im Raum am Beispiel des Stereosehens mit zwei Kameras⁴

Anhand von Bild 5.3 sollen Begriffsdefinitionen eingeführt werden, welche im weiteren Verlauf benötigt werden.

- P_1 – Objektpunkt im Weltkoordinatensystem (x, y, z)
- u, v – Bildkoordinaten
- P'_1 – Bildpunkt im Bildkoordinatensystem
- H – Bildhauptpunkt mit den Koordinaten u_0, v_0 : Durchstoßpunkt der optischen Achse durch die Sensorebene
- c – Kamerakonstante (oder Kammerkonstante), in der Regel die Brennweite des Objektivs

Mit diesen Parametern lassen sich die Koordinaten eines Objektpunkts mithilfe der Zentralprojektion für die rechte Kamera wie folgt bestimmen [Kra2004]:

$$\begin{aligned}
 x &= x_R + (z - z_R) \frac{r_{11}(u_R - u_{R,0}) + r_{12}(v_R - v_{R,0}) - r_{13}c_R}{r_{31}(u_R - u_{R,0}) + r_{32}(v_R - v_{R,0}) - r_{33}c_R} \\
 y &= y_R + (z - z_R) \frac{r_{21}(u_R - u_{R,0}) + r_{22}(v_R - v_{R,0}) - r_{23}c_R}{r_{31}(u_R - u_{R,0}) + r_{32}(v_R - v_{R,0}) - r_{33}c_R}
 \end{aligned} \tag{5.1}$$

Die Parameter r_{ij} beschreiben dabei Elemente der Drehmatrix zwischen dem Weltkoordinaten- und Bildkoordinatensystem. Für die linke Kamera erfolgt die Berechnung analog.

Wie an der Abhängigkeit der Gleichungen von z zu erkennen ist, können mit nur einem Bild jedem Bildpunkt P' unendlich viele Objektpunkte zugewiesen werden. Daher ist, wie anfangs erwähnt, ein zweites Messbild des gleichen Objektpunkts aus anderer Perspektive zwingend notwendig. Damit ergibt sich z mit

⁴ Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurden für die linke Kamera nicht alle Parameter eingezeichnet. Diese können analog zur rechten Kamera verstanden werden und sind daher in der Folge nur mit Indizes versehen, falls eine Unterscheidung notwendig ist.

$$k_R = \frac{r_{11}(u_R - u_{R,0}) + r_{12}(v_R - v_{R,0}) - r_{13}c_R}{r_{31}(u_R - u_{R,0}) + r_{32}(v_R - v_{R,0}) - r_{33}c_R} \quad \text{und} \quad (5.2)$$

$$k_L = \frac{r_{21}(u_L - u_{L,0}) + r_{22}(v_L - v_{L,0}) - r_{23}c_L}{r_{31}(u_L - u_{L,0}) + r_{32}(v_L - v_{L,0}) - r_{33}c_L} \quad \text{zu} \quad (5.3)$$

$$z = \frac{x_L - x_R + z_R k_R - z_L k_L}{k_R - k_L}. \quad (5.4)$$

In der Photogrammetrie wird zwischen der *inneren Orientierung* und der *äußeren Orientierung* unterschieden. Die *innere Orientierung* beschreibt alle kamerainternen Parameter, wie die Kamerakonstante und die Koordinaten des Bildhauptpunktes, die notwendig sind, um einen Bezug zwischen Projektionszentrum und Bildebene herzustellen [Kra2004]. Die *äußere Orientierung* beschreibt die Pose der Kamera im Raum und ist somit in der Lage die Projektion des Objektpunktes relativ zum Weltkoordinatensystem zu beschreiben. Um also die 3D-Koordinaten des Objektpunktes zu ermitteln, müssen die jeweils neun Parameter der inneren und äußeren Orientierung bekannt sein. Während die Parameter der inneren Orientierung in der Regel vom Hersteller vermessen oder in nachträglichen Kalibrationsprozessen eingemessen werden, muss die Position und Orientierung der Kamera noch bestimmt werden. Dies ist möglich, indem bekannte Maßstäbe oder Fixpunkte (in der terrestrischen Photogrammetrie *Passpunkte* [Kra2004]) mit in das Bild eingebracht werden. Diese bieten bekannte Längen oder Koordinaten in Bezug zum Weltkoordinatensystem und ermöglichen durch Umformung der Formeln (5.1) und (5.4) die Bestimmung der Parameter der äußeren Orientierung. Dieser Einmessvorgang soll anhand des in dieser Arbeit genutzten Stereo-Kamerasytems gezeigt werden.

5.2 Messmarken für Stereo-Kamerasyeme

Für die wiederholbare Bestimmung von festen 3D-Koordinaten in dem Messvolumen einer Stereo-Kamera-Anordnung sind spezielle Messmarken, sogenannte *Targets* notwendig. Diese Messmarken zeichnen sich durch retroreflektierende Punktmarken aus, welche für die Kameras auch in ungünstigen Gegenlichtsituationen erkennbar sind. Um auch Schiefstellungen von Messmarken bezüglich der Kameras zu berücksichtigen, werden bei einer anschließenden Bildauswertung Ellipsen in die kreisförmigen Punkte gefittet und so die Mittelpunkte der Messmarken bestimmt [DPF2013].

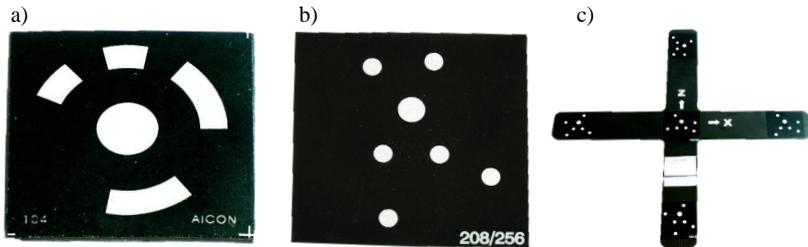


Bild 5.4: a) Ringmarken, b) ANCO-Marken und c) Koordinatenkreuz mit ANCO-Marken

In dynamischen Anwendungen, bei denen sich die Positionen der Messmarken (respektive die der Kameras) im Prozess stark verändern, ist es notwendig die Messmarken zu kodieren, um eine eindeutige Zuordnung sicherzustellen. In der hier gezeigten Anwendung kommen zwei unterschiedliche Kodierungsarten zur Anwendung. Bei Ringmarken wird die zentrale Messmarke von retroreflektierenden Ringsegmenten umgeben, welche bei jedem Foto durch die Kameras gemessen werden und einen eindeutigen 8-Bit-Code aufweisen (Bild 5.4a). Marken mit ANCO-Code funktionieren ähnlich. Um ein Hauptmerkmal werden bis zu sechs kleinere Satellitenmarken aufgebracht, welche in definiertem und der Bildauswertung bekanntem Verhältnis zu dem Hauptmerkmal stehen und so eine eindeutige Identifizierung des Targets erlauben (Bild 5.4b).

Möchte man mit einer Bildmessung (beider Kameras) direkt eine Poseinformation gewinnen, so müssen sich mindestens drei kodierte Marken im Sichtfeld der Kameras befinden, welche im Idealfall ein möglichst großes Dreieck aufspannen. Gibt der Anwender in der Software an, aus welchen Marken die Pose berechnet werden soll, so ist der Kameracontroller in der Lage diese Poseinformation direkt auszugeben. Adaptiert auf einen Roboterendeffektor bedeutet dies, dass der Endeffektor – in diesem Fall die Frässpindel – mit Messmarken versehen werden muss. Um dabei möglichst flexibel zu bleiben, sind mehrere kodierte Marken an unterschiedlichen Orten am Endeffektor sinnvoll, sodass die Spindel im Fall der Fräsanwendung in verschiedenen Arbeitsstellungen operieren kann. Auf dieser Basis ist die in Bild 5.1 erläuterte 6D-Poseregulierung möglich.

5.3 Stereo-Kamerasystem MoveInspect HF

Das AICON *MoveInspect Stereo-Kamerasystem* besteht aus zwei Kameras, welche auf einem gemeinsamen Balken montiert werden. Bei AICON steht das HF für „high frequency“ und erlaubt damit eine Bildaufnahme mit 200 fps bei einer Auflösung von 4 MPx (Bild 5.5) pro Kamera. Die Kameras werden jeweils über eine TCP/IP-Verbindung mit einem zentralen Kameracontroller verbunden, welcher eine Vorauswertung der Rohbilder vornimmt und an einen IPC weiterleitet [AIC2010].

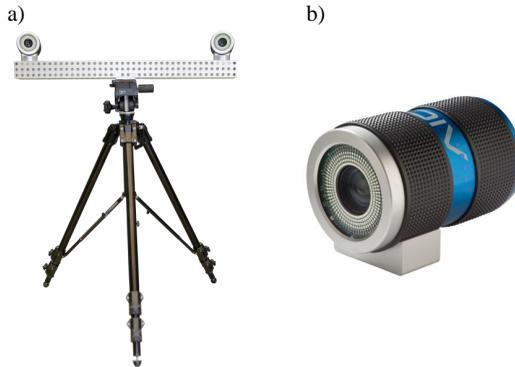


Bild 5.5: a) Aicon MoveInspect Stereo-Kamerasystem auf Witte-Balken und b) MoveInsepect HF Kamera (mit freundlicher Genehmigung der AICON GmbH)

Für die Kalibrierung der inneren und äußeren Orientierung stehen CFK-Maßstäbe zur Verfügung an deren Enden kodierte, retroreflektierende Messmarken angebracht sind, welche mit Koordinatenmessmaschinen hochgenau eingemessen sind und somit als Längenmaßstab bei der Kalibration genutzt werden können (Bild 5.6). Zusätzlich wird ein Koordinatenkreuz mit Messmarken genutzt, um ein lokales Koordinatensystem zu erzeugen, in welchem die gemessenen Markenkoordinaten dargestellt werden (Bild 5.4c). Der Kalibrationsprozess sieht vor, diese Maßstäbe systematisch durch den gesamten gemeinsamen Bildbereich der Kameras zu bewegen. Dies wird in verschiedenen Abständen und Orientierungen der Maßstäbe wiederholt, bis der gesamte gewünschte Messbereich der Kameras erfasst ist. Als Ergebnis wird die äußere Orientierung der beiden Kameras ausgegeben. Dazu gehört in erster Linie die Position und Orientierung der einzelnen Kameraköpfe in Bezug zu dem Weltkoordinatensystem, welches durch das Koordinatenkreuz gegeben ist. Als Randprodukt fällt dabei die wichtige Transformation T_R^L ab, welche die Lagebeziehung der beiden Kameras zueinander beschreibt und benötigt wird, um eine korrekte Koordinatenberechnung unbekannter Punkte durchzuführen.

Neben der äußeren Orientierung werden auch Parameter der inneren Orientierung kalibriert. Im Gegensatz zum allgemeinen Ansatz der Zentralprojektion kommen hier noch zusätzliche Parameter wie Objektivverzeichnung, Beugungseffekte und weitere Abbildungsfehler der Optik und des Sensors hinzu, welche intern vom Algorithmus der Software mitbestimmt und kalibriert werden [Wol2001]. Diese sollen an dieser Stelle nicht weiter thematisiert werden.

5.4 AICON MoveInspect DPA-System

Das photogrammetrische Messprinzip des Stereo-Kamerasytems basiert auf zwei konvergent ausgerichteten Kameras wie in Bild 5.2c) dargestellt ist. Möchte man allerdings ein größeres Messvolumen abdecken und flexibel bezüglich der Ausrichtung der Kamera bleiben, so ist eine Anwendung gemäß des Prinzips aus Bild 5.2a) einfacher handhabbar. Dafür stellt AICON das System *MoveInspect DPA* zur Verfügung [AIC2016]. Dieses beruht auf dem 1996 entwickelten *DPA-WIN*-System, welches eine monochromatische digitale Spiegelreflexkamera verwendet, um Messmarken kontrastreich zu detektieren [Sch1996]. Dabei können die glei-

chen Maßstäbe wie bei dem Stereo-Kamerasystem verwendet werden (Bild 5.6). Der Ablauf bei der Datenerhebung sieht vor, dass das gewählte Messobjekt mit diversen kodierten Messmarken versehen und aus verschiedensten Perspektiven mehrmals abgelichtet wird. Dabei sollten die Maßstäbe und das Bezugskordinatensystem in der Mehrtheit der Bilder vorkommen. Die Software ist daraufhin in der Lage die Kamerapositionen zum Aufnahmezeitpunkt zu rekonstruieren und darüber die 3D-Koordinaten der Messmarken zu berechnen. Da der Vorgang der gesamten Bildererhebung eine gewisse Zeit in Anspruch nimmt, sollte sich das Messobjekt während dieser Periode nicht bewegen und möglichst keinen Temperaturschwankungen unterlegen sein, um präzise Ergebnisse zu ermöglichen. Auch schließt diese Messmethode dynamische Objekte wie den Roboterendeffektor aus. Das *DPA*-System eignet sich allerdings sehr gut, um viele unterschiedlich orientierte Messmarken zueinander einzumessen. Dies kann genutzt werden, um die Beziehung der Messmarken zum Endeffektor des Roboters zu ermitteln.



Bild 5.6: AICON *MoveInspect* DPA-System mit CFK-Maßstab und Koordinatenkreuz als photogrammetrisches Messsystem gemäß Bild 5.2a) (mit freundlicher Genehmigung der AICON GmbH)

5.5 Sichtbarkeitsanalyse und Markenhalter-Entwicklung

Um ein dynamisches Objekt mit dem Stereo-Kamerasystem zu verfolgen, müssen bekannte und zueinander eingemessene Messmarken an dem Objekt befestigt werden. Im Fall der Roboterfrässpindel ist darüber hinaus darauf zu achten, dass ein Messvorgang aus möglichst vielen unterschiedlichen Lagen möglich ist. Dafür können Marken redundant angebracht werden, die nur in speziellen Stellungen des Endeffektors Benutzung finden. Wichtig ist dabei lediglich eine initiale Einmessung aller Marken zueinander mithilfe des *DPA*-Systems. Werden darüber hinaus konstruktive Korrekturen an dem Endeffektor durchgeführt oder unterliegt dieser stärkeren mechanischen Einflüssen, wie Stößen oder Schlägen, so muss die *DPA*-Einmessung erneut durchgeführt werden. Bei der Auslegung der möglichen Messmarkenpositionen am Endeffektor ist darauf zu achten, dass immer mindestens drei Marken gleichzeitig sichtbar sind, um mit einem Stereo-Kamerabild eine Poseberechnung durchführen zu können.

Für das Anbringen von Messmarken am Endeffektor gibt es zwei mögliche Herangehensweisen. Die erste Option besteht in der Aufbringung diverser Ring- oder ANCO-Marken rund um

den Endeffektor, die Spindel und die Absaugeinrichtung. Diese Variante weist sehr wenig Störkonturen und konstruktiven Aufwand auf, führt jedoch zu suboptimalen Ergebnissen, da die Abstände zwischen den Messmarken recht gering sind und Messfehler der Einzelmarken zu fehlerhaften Poseberechnungen führen. Außerdem benötigen kleinste Änderungen am Endeffektor eine erneute DPA-Einmessung der Marken. Die zweite Möglichkeit besteht daher in der Verwendung eines auskonstruierten Markenhalters. Dieser nimmt sämtliche Messmarken auf und wird an der Roboterspindel befestigt. Die Herausforderung dieses Prinzips ist die Minimierung der Störkontur bei gleichzeitiger hoher Sichtbarkeit möglichst vieler Marken. Es ist auf diese Weise jedoch einfacher große Abstände zwischen den Einzelmarken zu erzeugen und damit die resultierende Posegenauigkeit zu steigern.

Der Entwicklungsprozess eines optimalen Markenhalters verlief über mehrere im Folgenden dargestellte Evolutionsschritte. Dabei wurden Prototypen der Halter im additiven 3D-Druckverfahren aus dem thermoplastischen Kunststoff Acrylnitril-Butadien-Styrol (ABS) hergestellt, welcher eine vergleichsweise hohe Festigkeit, Steifigkeit und schwingungsdämpfende Eigenschaften aufweist.

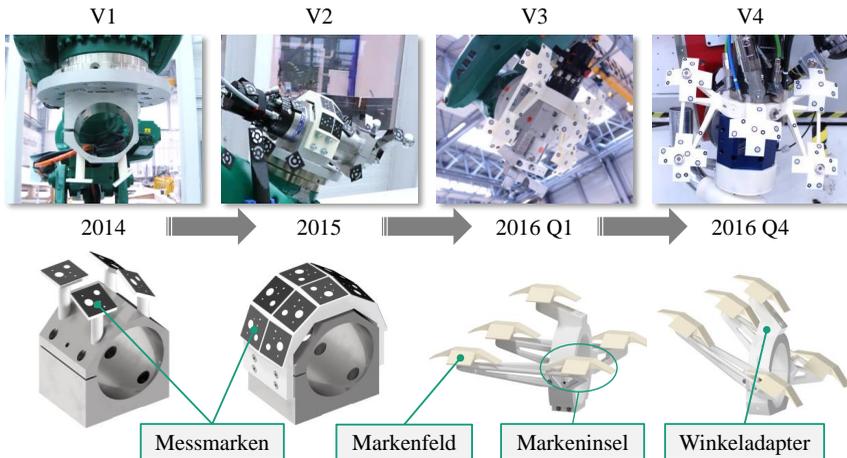


Bild 5.7: Evolution des Markenhalters

Die Entwicklung der Markenhalter verlief in vier Hauptschritten (Bild 5.7). Das Design wurde dabei einerseits an die Entwicklungen des Fräseneffektors und die Bearbeitungsstrategie angepasst, andererseits ist es aufgrund der Erkenntnisse und Verbesserungspotentiale der Vorgängerversionen modifiziert worden.

Version 1

Die erste Version des Markenhalters ist eine Variation des Ansatzes, Messmarken direkt auf den Spindelhalter und die Spindel aufzubringen. Durch Adapterstücke können Ringmarken um den Spindelhalter positioniert und im Winkel eingestellt werden. Allerdings ist dieser Aufbau auf den Spindelhalter selbst begrenzt und liefert nur maximal vier gleichzeitige

Messmarken. Dies limitiert die Ausrichtung der Spindel und den Arbeitsraum des Roboters. Gleichzeitig ist dieser Ansatz anfällig für abgedeckte Messmarken und damit für eine Fehlmessung bei schneller Bildaufnahme.

Version 2

Der zweite Ansatz bildet einen Halbkreis mit Stirnflächen um den Spindelhalter, auf denen Messmarken angebracht werden können. Gleichzeitig ist eine spindelseitig axiale Abschrägung vorgesehen, sodass eine ballonförmige Anordnung der Messmarken möglich wird. Somit wird eine sehr kompakte Bauweise mit vielen Marken in unterschiedlicher Ausrichtung erreicht. Später vorgestellte Genauigkeitsanalysen zeigen allerdings ein Defizit in der Winkelgenauigkeit auf, welches auf zu geringe Abstände zwischen den einzelnen Messmarken hindeutet. Außerdem liegen viele Messmarken in dem Bearbeitungsszenario eines vertikal gespannten Bauteils außerhalb des Blickfelds des Stereo-Kamerasystems, sodass diese als überflüssig anzusehen sind.

Version 3

Die erste Version des „X-Wing“ berücksichtigt die Problematik der geringen Winkelgenauigkeit der Version 2. Durch den Einsatz von fünf x-förmig angeordneten Markeninseln wird der Abstand zwischen den Messmarken maximiert. Jede Markeninsel weist dabei mit der Stirnseite in die gleiche Richtung. Außerdem gibt es jeweils vier in jede Richtung geneigte Felder, welche ebenfalls je Insel in die gleiche Richtung zeigen. So ergeben sich jeweils mehrere gleich orientierte Markenfelder auf den Markeninseln, die bei variabler Orientierung vom Kamerasystem gleichzeitig gesehen werden können. Der Abstand zwischen den Messmarken wird somit zu Lasten einer größeren Störkontur maximiert.

Die Markenfelder sind ursprünglich für die Anbringung von ANCO- oder Ringmarken konstruiert worden. An dieser Stelle kommen jedoch Einzelmarken mit großen Durchmessern zur Anwendung. Dies hat den Vorteil eines größeren möglichen Arbeitsabstandes zwischen Kamerasystem und Markenhalter und liefert gleichzeitig Performancevorteile bei der Poseberechnung. Für die nachgeführte Bildauswertung müssen Ring- und ANCO-Marken decodiert werden. Dieser Schritt bedeutet für den Controller zusätzlichen Rechenaufwand, was bei dynamischen Messungen von 200 Hz zu Verzögerungen in der Bildauswertung führen kann. Das DPA-System bietet mit der Einmessung von Einzelpunktmarken zueinander die Möglichkeit ein gesamtheitliches „Markenbild“ aus Einzelmarken zu erzeugen, bei welchem der spätere Decodierungsaufwand wegfällt.

Version 4

Die Version 4 ist eine leichte Modifizierung der Vorgängerversion. Durch den Einsatz von Adapterstücken zwischen den Armelementen der Markeninseln und dem auf der Spindel aufliegenden Klemmechanismus, ist es möglich, den Gesamtanstellwinkel der Markeninseln zu variieren und gleichzeitig den maximalen Abstand zwischen den Inseln weiter zu steigern. Dies ist zurückzuführen auf Erkenntnisse aus der Einbauposition des Kamerasystems auf der mobilen Roboterplattform (Bild 5.8). In einem Bearbeitungsszenario mit vertikaler Bauteil-

aufspannung steht die Spindel in den meisten Anwendungsfällen parallel zum Boden. Daher ist es zweckmäßig eine Kameraposition unterhalb des Roboters zu wählen.

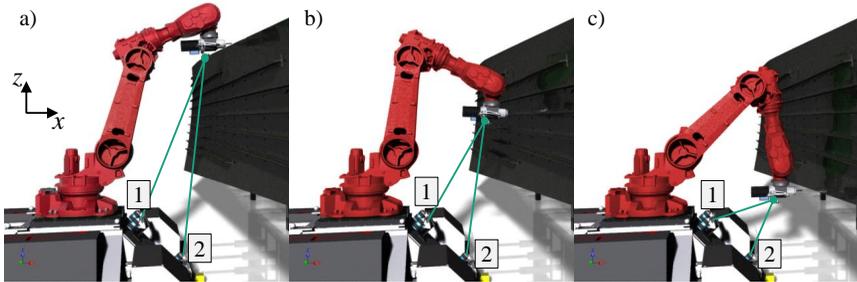


Bild 5.8: Untersuchung unterschiedlicher Anbaupositionen des Stereo-Kamerasystems auf der Roboterplattform bei Bearbeitungsszenario a) „oben“, b) „mittig“ und c) „unten“

An der mobilen Plattform stehen zwei potentielle starre Einbaupositionen am Plattformsockel zur Verfügung, die diesem Kriterium entsprechen. Diese sind in Bild 5.8 a) - c) jeweils mit 1 und 2 dargestellt. Die Einbaupositionen werden hinsichtlich der optimalen Sichtbarkeit des Markenhalters und des Arbeitsvolumens des Stereo-Kamerasystems bewertet. Bild 5.8 zeigt dabei drei Bearbeitungspositionen an einem vertikalen Bauteil. In Tabelle 5.1 sind die entsprechenden Arbeitsabstände zu den Bearbeitungspositionen aufgeführt.

Tabelle 5.1: Abstände des Stereo-Kamerasystems vom Markenhalter in unterschiedlichen Bearbeitungspositionen in Anlehnung an Bild 5.8

	oben	mittig	unten
x_1 in mm	712	663	707
z_1 in mm	1781	1019	125
Abstand in mm	1917	1216	718
x_2 in mm	233	185	228
z_2 in mm	2292	1530	636
Abstand in mm	2303	1541	675

Es ist deutlich erkennbar, dass Position 2 in allen Bearbeitungspositionen den größeren z -Abstand und geringeren x -Abstand besitzt. Bei Stereo-Kamerasystemen verringert sich mit dem Abstand prinzipbedingt die Messgenauigkeit, sodass ein möglichst geringer Arbeitsabstand zu präferieren ist, welcher mit Position 1 gegeben wäre. Hier ist die x -Verschiebung jedoch sehr ausgeprägt und würde eine umfangreiche Ausstattung der Rückseite des Endeffektors mit Messmarken erfordern. Aus diesem Grund wird die Position 2 gewählt und die Winkeladapter des Markenhalters in Version 4 so eingestellt, dass die Stirnflächen der Markeninseln bei mittlerer Bearbeitungsposition senkrecht zum Stereo-Kamerasystem stehen.

5.6 Roboter-TCP-Einmessung und statische Genauigkeit

Das übergeordnete Ziel des hier beschriebenen Prozesses ist die präzise Positionierung und Fräsbearbeitung eines Großbauteils. Für eine größtmögliche Genauigkeit werden Großbauteile entweder taktil oder mit externen Messsystemen wie Lasertrackern zu der Bearbeitungsmaschine eingemessen [UZA2013, SBS2017, Ste2006]. Es wird daher ebenfalls die Lagebeziehung zwischen Lasertracker und Stereo-Kamerasystem benötigt, um die Beziehung des Bauteilkoordinatensystems zum Kamerakoordinatensystem und damit zum Roboter zu kennen (Bild 5.9). Im Folgenden wird davon ausgegangen, dass die Lagebeziehungen des TCP zum Roboterflanschsystem und Lasertracker zu Roboterbasis bekannt sind und eine erfolgreiche Tool-einmessung stattgefunden hat. Ein mögliches Vorgehen wird hierfür ausführlich in [Bor2016] und [Ste2006] erläutert. Für eine Bestimmung der Lagebeziehung zwischen Kamera und Lasertracker wird ein gemeinsames Messziel benötigt. Dieses ist gegeben, wenn der Markenhalter zum Roboter-TCP eingemessen ist.

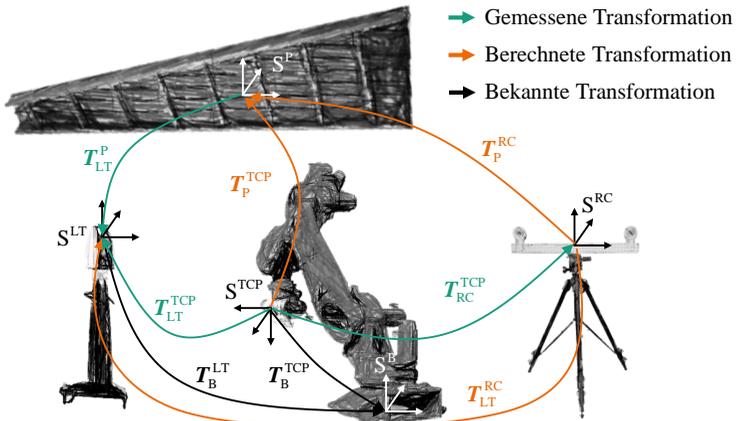


Bild 5.9: Koordinatensysteme und Transformationsbeziehungen für die Einmessung zwischen Lasertracker und Stereo-Kamerasystem

5.6.1 Einmessung des Markenhalters zum Roboter-TCP

Neben der inneren und äußeren Orientierung des Stereo-Kamerasystems muss ein Bezug der Messmarken zu einem Referenzkoordinatensystem ermittelt werden. Da letztendlich die Pose des Roboter-TCP überwacht werden soll, wird das Werkzeugkoordinatensystem (WKS) S^{TCP} als Referenzsystem gewählt. Demnach müssen alle Messmarken des Markenhalters mithilfe des *DPA*-Systems zu dem WKS eingemessen werden. Als Hilfsmittel wird dazu ein speziell angefertigtes Dreibein eingesetzt, welches für die Kalibration von Robotern und zur Tool-Einmessung genutzt wird [MSS2016]. Dieses weist zwei unterschiedlich lange Schenkel auf, auf deren Enden und Schnittpunkt jeweils ein Magnetnest für die Befestigung von Tripelspiegeln vorgesehen ist. Das Nest im Ursprung dieses Kalibrierkörpers liegt dabei exakt in der Drehachse der Spindel. Anstatt Tripelspiegel werden an dieser Stelle R1.5S-Reflektorkugeln der Firma HUBBS verwendet, welche die gleiche Mittelachse wie sphärische Retroreflektor-

Spiegel für Lasertracker-Systeme aufweisen. Somit ist es möglich eine Tooleinmessung mit dem Lasertracker und im nächsten Schritt die identische Messung mit einem photogrammetrischen Messmittel durchzuführen. Der Aufbau in Bild 5.10 zeigt alle bereits vorgestellten Komponenten für die Einmessung.

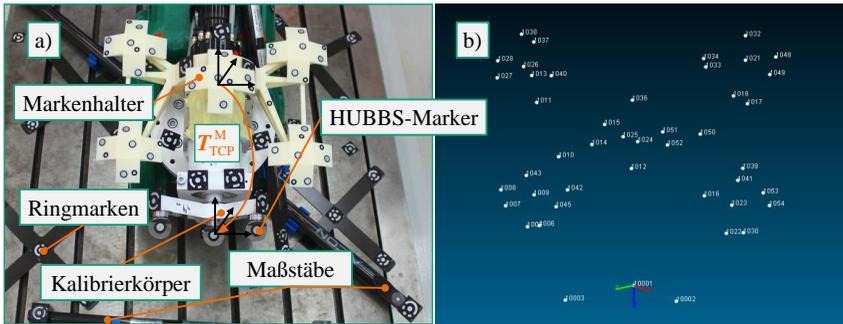


Bild 5.10: a) Aufbau zur Einmessung der Marken des Markenhalters zum Werkzeugkoordinatensystem und b) Darstellung der Messmarken in der Kamerasoftware

Die Kamera des *DPA*-Systems wird aus halbkugelförmigen Positionen um den Markenhalter ausgelöst. Die so erhobenen Bilddaten werden anschließend offline für die Berechnung der Ortsvektoren der Marken im WKS bzw. TCP-Koordinatensystem genutzt (Bild 5.10b). Der Hauptvorteil dieses Vorgehens liegt in reduzierter Rechenzeit und in der Verringerung von Transformationsschritten. Das traditionelle Herangehen zur Posebestimmung mithilfe der 3-Punkt-Methode nach WOLLNACK [Wol2012] bedingt die Vorauswahl von drei möglichst weit auseinanderliegenden Messpunkten über einen Minimierungsansatz und die anschließende Transformation des gefundenen Koordinatensystems in das WKS. Dieser Schritt kann bei dem hier gewählten Ansatz ausgelassen werden, da das WKS direkt im Kameracontroller durch die Messmarken errechnet wird. In der Software können diese Informationen des Markenhalters als sogenannter *Adapter* hinterlegt werden. Bei der Messung des Markenhalters mit dem Stereo-Kamerasystem werden die gemessenen Marken mit dem Modell des Adapters verglichen und so die drei Punkte des Kalibrierkörpers bestimmt. Diese dienen anschließend zur Berechnung des Roboter-TCP und damit der konstanten Transformation T_{TCP}^M . Eine Messung des TCP durch das Kamerasystem errechnet sich dann nach

$$T_{RC}^{TCP} = T_{RC}^M \left(T_{TCP}^M \right)^{-1}. \quad (5.5)$$

5.6.2 Einmessung des Stereo-Kamerasystems zum Lasertracker

Mit der Einmessung des Markenhalters zum Roboter-TCP ist ein gemeinsames Messziel für Stereo-Kamerasystem und Lasertracker gegeben, wenn die R1.5S-Reflektorkugeln durch Tripelspiegel gleichen Durchmessers ersetzt und mit dem Lasertracker gemessen werden. Dazu wird der Roboter-TCP möglichst mittig im Arbeitsbereich des Kamerasystems positioniert, um die höchste Messgenauigkeit der Kameras zu gewährleisten. Durch die indirekte Messung

von S^{TCP} über den Markenhalter und die direkte Messung der Tripelspiegel durch den Lasertracker ist ein gemeinsames Koordinatensystem gegeben. Dieses ist jedoch aufgrund der kleinen Hebelarme des Kalibrierkörpers vergleichsweise fehlerbehaftet. Um die Präzision weiter zu steigern, wird ein virtuelles Messframe S^{Mv} gebildet, indem lediglich die 3D-Koordinate des Ursprungs des Kalibrierkörpers in drei verschiedenen Roboterposen jeweils von Kamerasystem (${}^{\text{SC}}\mathbf{r}_{\text{Mv},i}$ mit $i \in \{1, 2, 3\}$) und Lasertracker (${}^{\text{LT}}\mathbf{r}_{\text{Mv},i}$) vermessen und somit S^{M} ermittelt wird. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Genauigkeit des Kamerasystems zu den Rändern des Messbereichs hin abnimmt und daher keine zu großen Distanzen zwischen den drei Messposen liegen dürfen. Aus den gemessenen Positionsdaten können die Beziehungen zwischen Messframe und Stereo-Kamerasystem $\mathbf{T}_{\text{RC}}^{\text{Mv}}$ und zwischen Messframe und Lasertracker $\mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{Mv}}$ errechnet werden, sodass sich der geometrische Zusammenhang zwischen Stereo-Kamerasystem und Lasertracker über

$$\mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{RC}} = \mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{Mv}} \left(\mathbf{T}_{\text{RC}}^{\text{Mv}} \right)^{-1} \quad (5.6)$$

bestimmen lässt. Die Genauigkeit dieser Beziehung wird durch die Messfehler der beiden Einzelsysteme und eventuelle Einmessfehler bei der DPA-Messung des Markenhalters ($\mathbf{T}_{\text{TCP}}^{\text{M}}$) beeinträchtigt. Ein wichtiger Einflussfaktor ist dabei der Hebelarm zwischen Markenhalter und TCP, da leichte Orientierungsmessfehler zu einem translatorischen Fehler führen. Diese Messfehler sind vergleichsweise gering im Vergleich zu Absolutpositionierfehlern des Roboters. Wie anhand von (5.6) zu erkennen ist, haben die Roboterfehler bei der Einmessung jedoch keinen Einfluss auf die Genauigkeit von $\mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{RC}}$.

5.6.3 Genauigkeitsanalyse des Stereo-Kameramesssystems im Arbeitsraum

Die Genauigkeitsanalyse des Stereo-Kamerasystems wird ebenfalls über das gemeinsame Koordinatensystem für Kamera und Lasertracker mithilfe des Kalibrierkörpers durchgeführt. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Messfehler des Lasertrackers vernachlässigbar gegenüber denen des Stereo-Kamerasystems sind (vgl. [AIC2010, Hex2015]). Die effektive Genauigkeit der Messung des Kalibrierkörperkoordinatensystems bzw. TCP S^{TCP} in Bezug zu einem Bauteilkoordinatensystem S^{P} wird bestimmt, indem der TCP mit dem Lasertracker und gleichzeitig der Markenhalter mit dem Kamerasystem gemessen wird. Mithilfe der Beziehung $\mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{RC}}$ werden anschließend die Messwerte des Lasertrackers in das Kamerakoordinatensystem übertragen und miteinander verglichen. Dieser Zusammenhang lässt sich ausdrücken als

$$\begin{pmatrix} {}^{\text{RC}}\mathbf{r}_{\text{TCP,L}} \\ 1 \end{pmatrix} = \left(\mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{RC}} \right)^{-1} \begin{pmatrix} {}^{\text{LT}}\mathbf{r}_{\text{TCP,L}} \\ 1 \end{pmatrix} \quad \text{mit } \mathbf{r} \in \mathbb{R}^3. \quad (5.7)$$

Der Index „L“ steht dabei für eine Lasertrackermessung, „C“ beschreibt eine Stereo-Kameramessung. Die Norm e_{RC} charakterisiert die effektive Genauigkeit einer Messposition durch

$$e_{\text{RC}} = \left\| {}^{\text{RC}}\mathbf{r}_{\text{TCP,C}} - {}^{\text{RC}}\mathbf{r}_{\text{TCP,L}} \right\|_2. \quad (5.8)$$

Um die Genauigkeitsanalyse durchzuführen, wird ein virtuelles Bauteilsystem S^P im Zentrum des Stereo-Kameramessfelds mit gleicher Orientierung wie das Kamerakoordinatensystem S^{RC} gewählt.

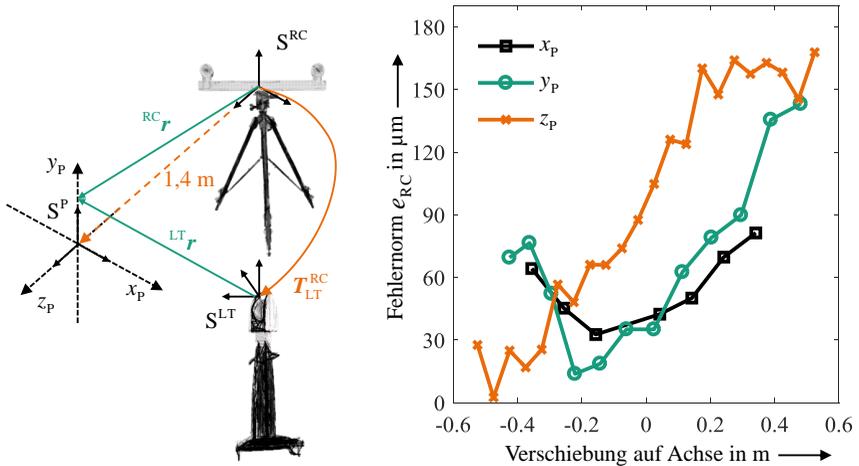


Bild 5.11: Genauigkeitsanalyse des Stereo-Kamerasytems im Arbeitsraum [MSS2016]

Es werden Roboterposen ausgehend vom Ursprung S^P entlang der Koordinatenachsen angefahren, sodass die Fehler in den einzelnen Koordinatenrichtungen mit denen des Kamerasystems übereinstimmen. Die translatorische Verschiebung von S^{RC} zu S^P beträgt dabei $(0 \ 0 \ 1,4 \text{ m})^T$. Wie in Bild 5.11 zu erkennen ist, wächst der effektive Kamerafehler mit steigender Distanz in z -Richtung. Dies liegt hauptsächlich an der abnehmenden Pixelanzahl pro Marker in der Bildebene und zunehmend schwierigeren Bedingung zur Bildfokussierung. In x - und y -Richtung wird bei seitlicher Bildbetrachtung eine zunehmende Ellipsenform der Marker wahrgenommen, welche zwar durch Fitting-Algorithmen im Kameracontroller kompensiert wird, was jedoch ebenfalls zu Lasten der Genauigkeit geht. Gleichzeitig erhöht sich bei Verschiebung in x -Richtung auch die Distanz zum Messobjekt für jeweils einen Kamerakopf zusätzlich. Hinzu kommen translatorische Fehler des berechneten TCP-Koordinatensystems durch Orientierungsfehler bei der Messung der Einzelmarken aufgrund des Hebeleffekts. Ein nicht zu unterschätzender Faktor bei der Genauigkeitsanalyse ist der Einfluss der vorangegangenen Messungen, wie die Bestimmung von T_{LT}^{RC} und die DPA -Einmessung ebenso wie die ursprüngliche Kalibrierung der inneren und äußeren Orientierung des Stereo-Kamerasytems. Insbesondere letztere hat in den Randbereichen des Sichtfelds der Kameras erheblichen Einfluss. Die zunehmende Messgenauigkeit im Randbereich tritt auch bei der Kalibrierung mithilfe der Maßstäbe auf und kann damit zu unpräzisen Parametern der inneren und äußeren Orientierung führen. Aus diesem Grund werden mit einem rekalierten System in der Regel leicht unterschiedliche Messwerte aufgenommen.

Die ermittelten Genauigkeitswerte des Kamerasystems erlauben eine bei Roboteranwendungen ausreichend genaue Messung des TCP in einem Volumen von einem halben Kubikmeter um den Ursprung von S^P , wobei der Arbeitsabstand in z -Richtung den begrenzenden Faktor

darstellt und daher minimiert werden sollte. Im Vergleich zu den Absolutgenauigkeitsfehlern von gängigen IR ohne externes Messsystem ist mit dieser Messmethode potentiell eine dreifach so gute absolute Positionierung im Arbeitsraum erreichbar (vgl. [Rös2014]).

5.7 Statische Roboterposeregung

Mithilfe der Untersuchungen aus Kap. 5.6 wird ein statischer Poseregelkreis implementiert. Der absolute Posefehler des Roboters wird durch einen iterativen statischen Regelkreis kompensiert, wobei die Posemessung des Kamerasystems als Feedback genutzt wird. Die Poseregung findet in diesem Fall nicht auf Achsebene, wie in Bild 5.1 dargestellt statt, sondern wird über ein direktes Programmierinterface als Korrekturwert in die Robotersteuerung übertragen. Dieser Weg ist deutlich einfacher implementierbar und wird durch die meisten Roboterhersteller softwareseitig unterstützt. Die dabei erzielten Ergebnisse spiegeln das Potential des externen Kamerasystems zur Roboterposeregung in einem statischen Positionierfall, wie z. B. Bohr- oder Montageanwendungen wider.

Die Transformationsbeziehungen der folgenden Gleichungen sind Bild 5.9 und Bild 5.10 zu entnehmen. Es wird darüber hinaus davon ausgegangen, dass eine erfolgreiche Werkzeugeinmessung stattgefunden hat und der Robotersteuerung damit die Lage des Werkzeugs im Roboterkoordinatensystem bekannt ist. Um eine statische Poseregung zu implementieren, wird eine Sollpose bzw. Zielpose (Index: „g“, engl.: „goal“) festgelegt und mit der durch das Kamerasystem aktuellen, gemessenen Pose (Index: „a“, engl.: „actual“) verglichen. Der dabei gemessene Fehler wird an die Robotersteuerung übergeben und eine Korrekturbewegung ausgeführt. Dieser Prozess wird iterativ wiederholt, bis die resultierende Abweichung einer definierten Abbruchbedingung genügt. Da die Positionierung des TCP über die Robotersteuerung vorgenommen wird, ist es zweckmäßig die Zielpose in Bezug zu der Roboterbasis anzugeben

$$\mathbf{T}_B^{\text{TCP},g} = \mathbf{T}_B^{\text{LT}} \mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{P}} \mathbf{T}_P^{\text{TCP},g}. \quad (5.9)$$

Die aktuelle Roboterpose mit Bezug zur Roboterbasis wird durch das Kamerasystem gemessen und kann bestimmt werden zu

$$\begin{aligned} \mathbf{T}_B^{\text{TCP},a} &= \mathbf{T}_B^{\text{LT}} \mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{RC}} \mathbf{T}_{\text{RC}}^{\text{M}} (\mathbf{T}_{\text{TCP},a}^{\text{M}})^{-1} \text{ und mit (5.5) folgt} \\ \mathbf{T}_B^{\text{TCP},a} &= \mathbf{T}_B^{\text{LT}} \mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{RC}} \mathbf{T}_{\text{RC}}^{\text{TCP},a}. \end{aligned} \quad (5.10)$$

Im Initialzustand, wenn der Roboter in seiner Home-Position steht, wird die Zielpose vorgegeben und von dem Roboter im Rahmen seiner Absolutgenauigkeit angefahren. Mithilfe der Gleichungen (5.9) und (5.10) kann nun die Fehlertransformation zwischen aktueller und Zielpose berechnet werden

$$\mathbf{T}_{\text{TCP},a}^{\text{TCP},g} = (\mathbf{T}_B^{\text{TCP},a})^{-1} \mathbf{T}_B^{\text{TCP},g}. \quad (5.11)$$

Und in expliziter Form

$$\mathbf{T}_{\text{TCP},a}^{\text{TCP},g} = (\mathbf{T}_{\text{RC}}^{\text{TCP},a})^{-1} (\mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{RC}})^{-1} (\mathbf{T}_B^{\text{LT}})^{-1} \mathbf{T}_B^{\text{LT}} \mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{P}} \mathbf{T}_P^{\text{TCP},g}. \quad (5.12)$$

In der Gleichung (5.12) ist erkenntlich, dass sich die fehlerbehaftete Einmessung von Lasertracker zu Roboter T_B^{LT} aufhebt und nicht in die Berechnung eingeht.

Diese Fehlertransformation muss an die Robotersteuerung übertragen werden, um den nächsten Iterationsschritt durchzuführen. Der Index i beschreibt den aktuellen Iterationsschritt und $T_B^{TCP,r,i}$ die aktuelle Referenzpose (Index: „r“, engl.: „reference“), in welcher der Roboter seine Position gemäß Steuerung erreicht hat. Die hier eingesetzte Regelung berechnet den Korrekturwert für die nächste Iteration auf Basis dieser Referenzpose und der Fehlertransformation zu

$$T_B^{TCP,r,i+1} = T_B^{TCP,r,i} T_{TCP,a,i}^{TCP,g} \quad (5.13)$$

Das bedeutet eine Anpassung der Zielpose um die Fehlertransformation, sodass der Roboter im nächsten Iterationsschritt der globalen Zielpose im Roboterbasissystem näher kommt.

Am Beispiel eines unkalibrierten Roboters wird die Performance und die maximal zu erreichende Absolutgenauigkeit des Regelkreises untersucht und der Lasertracker eingesetzt, um nach jedem Iterationsschritt die Pose des Kalibriertools zu messen und mit der Zielpose zu vergleichen. In Bild 5.12 wird dabei aus Gründen der Übersicht auf eine Darstellung des durch den Lasertracker ermittelten Orientierungsfehlers verzichtet. Kleine Änderungen zwischen den Iterationsschritten weisen auf einen stabilen, stationären Zustand des Regelkreises hin, sodass dieser angehalten werden kann.

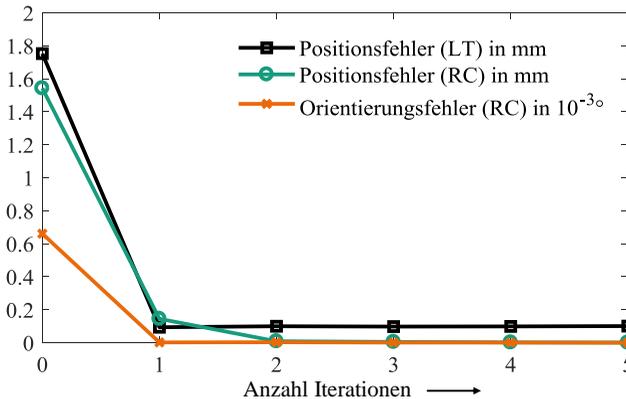


Bild 5.12: Positions- und Orientierungsfehler des statischen Poseregelkreises gemessen jeweils mit Kamera (RC) und Lasertracker (LT) an einem unkalibrierten Roboter [MSS2016]

In Bild 5.12 ist gut zu erkennen, dass bereits nach zwei Iterationsschritten für das Kamerasystem kein sichtbarer Fehler mehr besteht und daher die Fehlerpose zur Einheitsmatrix wird. Der Vergleich mit der Lasertrackermessung zeigt jedoch, dass die Zielpose nicht exakt erreicht wird. Dieser verbleibende Fehler ist ein konstanter Fehler des Gesamtsystems und wird unter anderem durch Messfehler der Kamera, der Markenhaltereinmessung mittels *DPA*-System und der Kalibration zwischen Stereo-Kamerasystem und Lasertracker beeinflusst. Diese Fehler können von dem Kamerasystem nicht erfasst werden, sodass der verbleibende Posefehler aus der Kameramessung gegen null konvergiert.

In der hier gewählten Pose verbleibt ein statischer Positionierfehler von ca. 0,1 mm. Dieser ist jedoch stark poseabhängig, da insbesondere die Kameramessfehler zu den Rändern des Kamerasisichtfelds und vor allem mit zunehmender Entfernung ansteigen, wie in Abschnitt 5.6 gezeigt wurde. Es lässt sich jedoch festhalten, dass insbesondere bei schlecht- oder nicht-kalibrierten Robotern eine erhebliche Verbesserung der statischen Positioniergenauigkeit besteht. Des Weiteren zeigen die Ergebnisse in Bild 5.12, dass diese hohe Positioniergenauigkeit bereits nach einem, maximal zwei Iterationsschritten erreicht wird, sodass ebenfalls der Einsatz des Systems in einem kontinuierlichen Echtzeitregelkreis vorstellbar ist.

Die Qualifizierung der vorangegangenen Ergebnisse erfolgt nach ISO 9283 [ISO9283] mithilfe der Untersuchung der Absolutgenauigkeit und Wiederholgenauigkeit im Arbeitsraum des Stereo-Kamerasystems an dem kalibrierten *MABI MAX-150*. Wie in Kap. 2.4.1 erläutert, werden für die Pose-Absolutgenauigkeit fünf Posen in einer schiefen Ebene im Raum bis zu dreißigmal angefahren und der Betrag des Translationsvektors zwischen Soll- und Istpose errechnet.

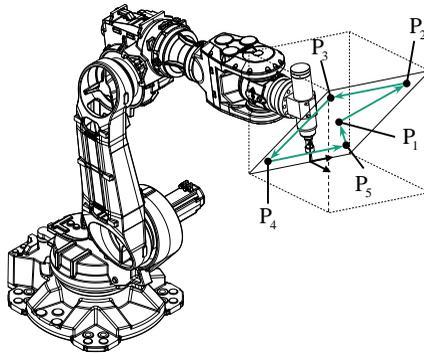


Bild 5.13: Messanordnung zur Bestimmung der Positioniergenauigkeit AP_p und Wiederholgenauigkeit RP_1

Die Ergebnisse für den aktivierten und deaktivierten Kameraregelkreis zeigt Bild 5.14.

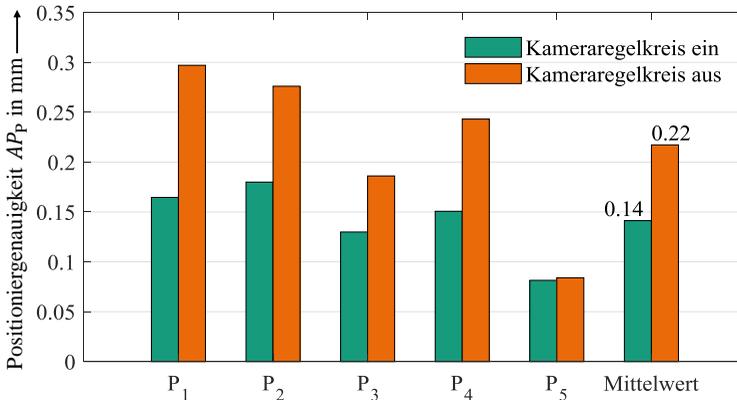


Bild 5.14: Positioniergenauigkeit AP_p mit aktiviertem und deaktiviertem Kameraregelkreis

Es ist zu sehen, dass der Kameraregelkreis im Durchschnitt in der Lage ist, die Positionsgenauigkeit des Roboters in jeder Pose zu steigern. Dennoch äußert sich die Poseabhängigkeit des Kameramessfehlers in den Ergebnissen durch die variierenden erreichten Genauigkeiten. Die Pose P_2 weist einen großen Arbeitsabstand auf, während P_5 näher liegt und damit gemäß der Beobachtungen aus Bild 5.11 eine höhere Kameramessgenauigkeit erlaubt. In Stellungen, in denen der Roboter a priori eine hohe Positioniergenauigkeit unterhalb von 0,1 mm aufweist, ist keine signifikante Verbesserung erkennbar. Es kann im Gegenteil sogar passieren, dass die Positionsgenauigkeit durch die externe Regelung wieder abnimmt, da die systematischen Kameramessfehler zu einer Fehlkorrektur eines bereits guten Ergebnisses führen. Dies ist anhand der Ergebnisse zur Wiederholgenauigkeit des Gesamtsystems in Bild 5.15 erkennbar.

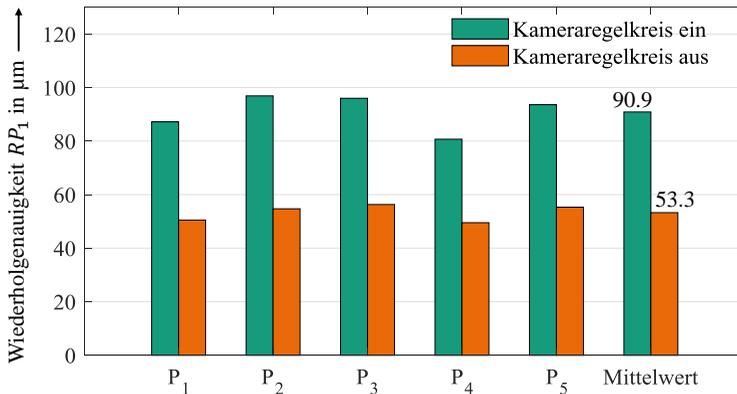


Bild 5.15: Wiederholgenauigkeit RP_1 mit aktiviertem und deaktiviertem Kameraregelkreis

Die Wiederholgenauigkeit RP_1 des Roboters ohne Kameraregelkreis liegt im Mittel in dem hier gewählten Arbeitsraum bei 53,3 μm . Dies ist auch im Vergleich mit anderen Robotermodellen ähnlicher Bauart und Traglast ein sehr guter Wert (vgl. [Koth2018]). Der Kameraregelkreis verschlechtert in diesem Fall das Ergebnis. Die so erreichte Wiederholgenauigkeit liegt über alle Messposen hinweg in einem Bereich zwischen 80 bis 100 μm . Dies war aufgrund der zuvor präsentierten Ergebnisse zu erwarten und ist ein Resultat der Fehlertoleranzkette aus poseabhängigen Messfehlern des Stereo-Kamerasytems und der Transformation der gemessenen Marken in das TCP-Koordinatensystem S^{TCP} . Der Regelkreis korrigiert in diesem Fall die bereits gute Wiederholgenauigkeit auf schlechtere Werte aufgrund der Streuung der Kameramesswerte.

Es lässt sich abschließend zusammenfassen, dass ein statisches Positionieren mithilfe des Kameraregelkreises insbesondere bei unzureichend kalibrierten Systemen zu einer Steigerung der Positioniergenauigkeit führt, welche ohne externe Messsysteme höchstens unter Laborbedingungen erreicht werden kann. Dabei werden an dieser Stelle noch keine weiteren Umgebungsparameter untersucht. Dies gilt insbesondere für externe Einflüsse wie statische oder dynamische Lasten am Endeffektor oder thermische Einflüsse der Motoren oder Umgebungstemperatur, welche zu Abweichungen zwischen realer Kinematik und Kalibrationsmodell führen. Untersuchungen insbesondere zum Verhalten des extern geführten Roboters unter

dem Einfluss außen angreifender Kräfte werden im weiteren Verlauf dieses Kapitels vorgestellt. Kritisch muss an dieser Stelle hervorgehoben werden, dass ein externes Messsystem, wie das hier verwendete Stereo-Kamerasystem auch zu einer Verschlechterung der Ergebnisse statischer Positioniervorgänge führt, wenn die Genauigkeit des Roboters über der des Messsystems liegt. Dies ist hier insbesondere bei den Versuchen zur Wiederholgenauigkeit deutlich geworden. Abhilfe schafft an dieser Stelle nur die Verwendung eines optimierten Messsystems und eine erhöhte Präzision bei der Einmessung der Koordinatensysteme beziehungsweise der zugrundeliegenden Transformationsbeziehungen.

5.8 Dynamische Roboterbahnregelung

Das Konzept der statischen Roboterposeregelung wird in diesem Abschnitt um eine dynamische Roboterbahnregelung erweitert. Dabei kommt den Kommunikationsschnittstellen des Stereo-Kamerasystems zu der Robotersteuerung und dem erweiterten Regelkreis eine besondere Bedeutung zu. Für einen stabilen Regelkreis und ein deterministisches Verhalten wird ein deterministischer Datenaustausch benötigt. Darüber hinaus müssen die aktuellen Istwerte – ermittelt durch das Stereo-Kamerasystem – mit den Sollwerten aus der Robotersteuerung synchronisiert und verglichen werden. Der grundsätzliche schematische Aufbau ist dazu bereits in Bild 5.1 dargestellt. Für eine Synchronisation zwischen Messsystem und Robotersteuerung müssen folgende Dinge berücksichtigt werden:

- Unterschiedliche asynchrone Taktraten von Steuerung und Messsystem führen zu variabler Latenz
- Übertragungsdauer der Messdaten von Messsystem zu Steuerung über das Ethernetprotokoll ist nicht echtzeitfähig
- Triggerung des Messsystems durch die Steuerung für einen definierten Zeitstempel ist notwendig
- Totzeitverhalten des Systems kann zu Schwingungsneigung und geringerer Stabilitätsreserve führen [MHB2008]

Das Stereo-Kameramesssystem verfügt nicht über eine echtzeitfähige Kommunikationsschnittstelle sondern gibt seine Messwerte über eine Ethernet-Schnittstelle aus. Um das Übertragungsverhalten dennoch im Rahmen des Bussystems vorhersehbar zu machen, werden keine weiteren Teilnehmer in dem System zugelassen, sodass Störeinflüsse von außen minimiert werden. Die Triggerung der Datenübertragung von Messdaten zur Robotersteuerung erfolgt hartverdrahtet über einen analogen Eingang am Kameracontroller und ist damit nicht von den Einschränkungen der Ethernet-Schnittstelle betroffen. Bild 5.16 verdeutlicht die Signallaufzeiten, die in dem dynamischen Kameraregelkreis auftreten.

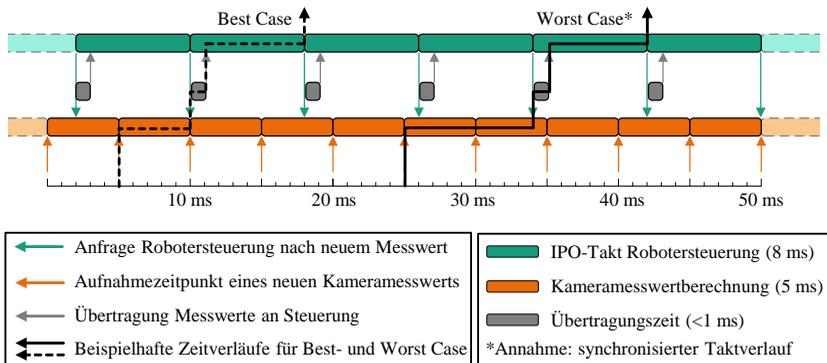


Bild 5.16: Übersicht der Signallaufzeiten bei kontinuierlicher Datenauswertung des Stereo-Kameramesssystems

Am Anfang jedes Roboterinterpolationstaktes (IPO-Takt) wird über die direkte hartverdrahtete Analogschnittstelle eine näherungsweise verzögerungsfreie Anfrage an den Kameracontroller gestellt. Die Antwort des Kameracontrollers erfolgt ohne nennenswerte Latenz. Jedoch ist hierbei zu beachten, dass jeder Kameramesswert mindestens 5 ms alt ist. Dies liegt an internen Berechnungen zur Bildauswertung. Diese Zeit setzt sich zusammen aus 2 ms Bildmessung und Übertragung aus den Einzelkameras und 3 ms für die Epipolarzuordnung und Ermittlung der Punktidentitäten sowie die Umrechnung der Einzelmarken in eine 6D-Pose am TCP. Es ist zu beachten, dass es sich dabei um Durchschnittswerte handelt und eine Berechnung in seltenen Fällen auch etwas länger dauern kann. Die Übertragung über das Ethernetprotokoll kann stets mit unter 1 ms angenommen werden. Da jeder empfangene Messwert erst zu Beginn des nächsten IPO-Taktes ausgewertet werden kann, ergibt sich somit eine variable Totzeit zwischen Bildmessung durch das Stereo-Kameramesssystem und Poseverarbeitung in der Robotersteuerung von 13 ms bis 18 ms. Für die Extremwerte des Best- und Worst Case Szenarios sind die Signalverläufe in Bild 5.16 schematisch dargestellt. Die variable Totzeit folgt aus den unterschiedlichen Taktzeiten von Robotersteuerung (8 ms) und Kameracontroller (5 ms) und kann im Optimalfall als Summe beider Taktzeiten aufgefasst werden. Im Worst Case wird ein Kameramesswert kurz vor Ende der Berechnung des neuesten Messwerts angefragt. In diesem Fall geht der Messtakt des Kameracontrollers doppelt in die Gesamtlatenz ein. Dies ist in Bild 5.16 nicht exakt dargestellt, da dort aus Darstellungsgründen ein synchronisierter Takt angenommen wird. Da jedoch die Bildberechnung im Kameracontroller eine variable, indetermierte Größe darstellt, laufen die Takte des Kameracontrollers und der Robotersteuerung in der Regel asynchron. Wird somit ein Messwert unmittelbar vor Ende einer Berechnung durch die Robotersteuerung angefragt, wird ein älterer Messwert aus dem Speicher des Kameracontrollers entnommen. In diesem Fall geht der Messtakt des Kameracontrollers doppelt in die Gesamtlatenz ein.

Für eine Bahnfahrt sind diese veralteten Werte in der Regel kein Problem. Die Tabelle 5.2 zeigt das Nachteilen des Messwerts zur Bahn für typische Vorschubgeschwindigkeiten für den Best Case und Worst Case-Fall.

Tabelle 5.2: Nacheilen des Messwerts zur Roboterbahn in Abhängigkeit der Bahngeschwindigkeit

Bahngeschwindigkeit in mm/min	Nachteile der Messwerte zur Bahn	
	Best Case in mm	Worst Case in mm
100	0,022	0,030
500	0,108	0,150
1000	0,217	0,300
1500	0,325	0,450
3000	0,650	0,900

Die Werte sind für einen Großteil der Bearbeitungsvorgänge unkritisch. Bei plötzlichen Richtungswechseln der Sollbahn können durch das Nacheilen jedoch Bahnfehler auftreten. Der Look-Ahead der Bahnsteuerung sorgt in diesem Fall zwar für eine Verlangsamung der Bewegung sodass der Einfluss der Latenz hier geringer ausfällt, dennoch ist für eine aktive externe Regelung eine Synchronisierung der Messwerte (Istwerte) mit den Sollwerten der Bahnplanung sinnvoll.

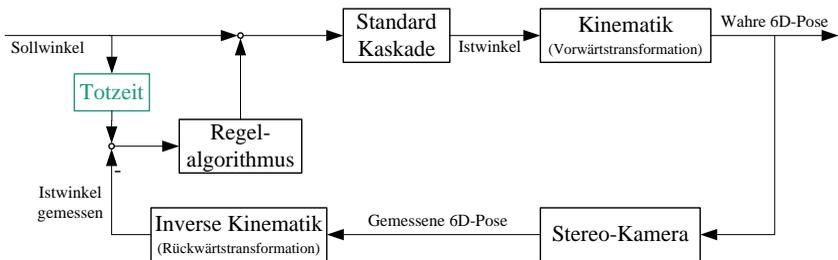


Bild 5.17: Einsatz einer konstanten Totzeit zur Synchronisierung von gemessenem Istwert und Sollwert

Dafür wird eine künstliche Totzeit eingeführt, welche eine zeitliche Synchronisierung von Soll- und Istwerten vor dem eigentlichen Regler durchführt (vgl. Bild 5.17). Die Totzeit wird dabei so eingestellt, dass sie dem Durchschnitt der ermittelten Latenzen aus Bild 5.16 entspricht. Auf diese Weise werden in dem Regelalgorithmus Werte verarbeitet, die einen ähnlichen Zeitstempel aufweisen. Aufgrund der variablen Latenz ist es jedoch nicht ohne erheblichen Zusatzaufwand möglich einen exakten Abgleich herzustellen. Der dadurch verbleibende Restfehler ist jedoch vernachlässigbar. Es gilt dabei zu beachten, dass der so erzeugte Korrekturwert nach wie vor von der Latenz betroffen ist. Dies lässt sich an dieser Stelle auch nicht verhindern. Um die Totzeit des Gesamtsystems zu berücksichtigen, wären weitreichende regelungstechnische Modellbildungen und Szenarien notwendig, wie sie von MATIAKIS und RODUNER vorgestellt werden [MHB2008, Rod1997]. Dies geht über den Horizont dieser Ausarbeitung hinaus und wird aufgrund des hohen Implementierungsaufwands und geringen Einflusses nicht verfolgt.

5.8.1 Ansatz der externen achsbasierten Regelung eines Industrieroboters

Für eine statische Regelung bietet sich aufgrund der einfachen Implementierung ein posebasierter Ansatz wie in Kap. 5.7 an, da der Ausregelvorgang iterativ abläuft und die individuelle Achsdynamik eine untergeordnete Rolle spielt. Für einen dynamischen Regelkreis kann dieser Ansatz jedoch dazu führen, dass das Potential einzelner Achsen nicht vollständig ausgeschöpft wird, beziehungsweise einzelne Achsen den Ausregelvorgang limitieren. Aus diesem Grund ist ein achsbasierter Regelungsansatz vorzuziehen. Dieser wurde grafisch bereits in Bild 5.1 und Bild 5.17 eingeführt. In diesem Abschnitt werden die Theorie sowie der zugehörige Regelalgorithmus näher erläutert. Das Vorgehen ist dabei identisch zu der 6D-Regelung mithilfe eines Lasertracker-Systems aus Kap. 1 und wurde in [MSK2017b] veröffentlicht. Der folgende Abschnitt enthält teils wörtliche Zitate aus dieser Abhandlung.

Bestimmung der Regeldifferenz

Im Allgemeinen werden serielle 6-Achs-Roboter, wie in Kap. 4.3 beschrieben, durch sechs einzelachs-basierte Kaskadenregler geregelt. Für eine Erweiterung dieser einzelnen Kaskadenregler muss die durch die Kamera ermittelte Istpose über die inverse Kinematik in die Einzelachswerte umgerechnet werden. Durch den Einsatz des inversen kinematischen Modells ist es möglich, den Posefehler als sechs individuelle Achsfehler darzustellen und somit, wie in Bild 5.17 dargestellt, eine zusätzliche Kaskade um die Standard-Kaskade zu implementieren. Dies ermöglicht den Einsatz von sechs individuell einstellbaren, achsbasierten Eingrößenreglern.

Für eine Berechnung der Regeldifferenz φ_e der einzelnen Achswinkel müssen zunächst die Sollwinkel φ_g und die aktuellen Istwinkel φ_a über die inverse Kinematik berechnet werden.

Die Funktion f_R^{-1} beschreibt die inverse kinematische Transformation, sodass gilt

$$\varphi = f_R^{-1}(T_P^{\text{TCP}}, \mathbf{p}). \quad (5.14)$$

Der Vektor φ stellt dabei die entsprechenden Achswinkel und T_P^{TCP} die Transformation zwischen Bauteil und TCP analog zu Bild 5.9 dar. Der Vektor \mathbf{p} enthält alle Parameter des kinematischen Robotermodells, geometrische Zusammenhänge wie die Transformation von Bauteil zu Roboterbasis oder TCP zu Roboterflansch und Parameter, welche die aktuelle Armkonfiguration des Roboters eindeutig beschreiben.

$$\varphi_g = f_R^{-1}(T_P^{\text{TCP},g}, \mathbf{p}_1). \quad (5.15)$$

$$\varphi_a = f_R^{-1}(T_P^{\text{TCP},a}, \mathbf{p}_2). \quad (5.16)$$

$$\varphi_e = \varphi_g - \varphi_a. \quad (5.17)$$

Die Zieltransformation $T_P^{\text{TCP},g}$ stammt aus dem Roboterprogramm und wird von dem Bahnplanungsalgorithmus der CNC-Steuerung für jeden Interpolationstakt neu berechnet. Die aktuelle Lagebeziehung $T_P^{\text{TCP},a}$ wird durch das Kamerasystem gemessen und berechnet sich nach

$$T_P^{\text{TCP},a} = T_P^{\text{RC}} T_{\text{RC}}^{\text{TCP},a}. \quad (5.18)$$

Dabei wird der Lasertracker genutzt, um das virtuelle Bauteilsystem einzumessen und über die bekannte Transformation \mathbf{T}_{LT}^{RC} aus (5.6) zu

$$\mathbf{T}_P^{RC} = \left(\mathbf{T}_{LT}^P\right)^{-1} \mathbf{T}_{LT}^{RC} \quad (5.19)$$

errechnet. Die Einmessung von \mathbf{T}_{LT}^P wird über das Bauteilkoordinatensystem realisiert, welches beliebig durch drei Tripelspiegel aufgespannt und von dem Lasertracker vor der Inbetriebnahme des externen Regelkreises eingemessen wird. Ein wichtiger Punkt ist auch hier, dass in diesen Transformationen zu keinem Zeitpunkt die Roboterpositioniergenauigkeit eingeht.

Um die Regelabweichung φ_e über (5.15) bis (5.17) zu ermitteln, muss die inverse Kinematik mit identischen Modellparametern $\mathbf{p}_1 \equiv \mathbf{p}_2$ berechnet werden. Wenn kein messbarer Posefehler vorliegt, so ist die aktuelle Transformation $\mathbf{T}_p^{TCP,a}$ identisch zu der Zieltransformation $\mathbf{T}_p^{TCP,s}$. Dadurch ergibt sich $\varphi_g = \varphi_a$ und $\varphi_e = 0$. Die Effektivität dieses Regelungskonzepts wurde bereits in [KSB2016] nachgewiesen. Da Kalibrationsfehler des Robotermodells durch den externen Regelkreis ausgeglichen werden, kann für die Berechnung und Parameterwahl der inversen Kinematik eine einfache analytische Form des Robotermodells gewählt werden. Dies bedeutet jedoch nicht, dass von einer generellen Kalibration des Roboters abgesehen werden sollte. Durch eine vorausgehende Kalibration des Roboters sind kleinere Regelabweichungen zu erwarten, wodurch die nötigen Eingriffe und Stellgrößen des externen Regelkreises reduziert werden können. Diese Kalibration des Roboters arbeitet dabei grundsätzlich unabhängig von dem externen Regelkreis.

Einsatz eines Integralreglers

Vorweg soll darauf hingewiesen werden, dass die Regelungskonzepte für den Reglerentwurf der zusätzlichen Kaskade der gängigen Literatur und Lehre folgen. Die Ansätze für den Reglerentwurf sind hauptsächlich LUNZE, ZACHER und REUTER sowie LUTZ und WENDT entnommen [Lun2016, ZaR2017, LuW2014]. An dieser Stelle wird nur das letztlich ausgewählte Verfahren eines Integralreglers beschrieben. Für weiterführende Grundlagen wird daher auf die genannte Literatur verwiesen.

Ein erster Ansatz zur Verwendung eines PID- oder PI-Reglers für die Rückführung der Fehlerwinkel erwies sich als nicht praktikabel, da plötzliche Änderungen in den gemessenen Istwinkeln zu sprunghaften Korrekturwerten aus dem P- und D-Teil der Regler führen. Diese hochfrequenten Sollwertkompensationen greifen nach dem Bahnplanungsalgorithmus der CNC-Steuerung in den Regelungsprozess ein und führen zu einer starken Schwingungsneigung des Gesamtsystems. Aus diesem Grund wird für alle Achsen ein einfacher Integralregler verwendet, welcher auf sprunghafte Eingangsgrößen eine glättende Wirkung erzielt.

Ein Integralregler zeichnet sich dadurch aus, dass die Stellgröße $u(t)$ durch das zeitliche Integral der Regeldifferenz $e(t)$ gebildet wird

$$u(t) = K_i \int e(t) dt. \quad (5.20)$$

Im Fall identischer Dimensionen der Ein- und Ausgangsgröße des Reglers kann die Verstärkung K_i des Reglers direkt durch eine Zeitkonstante T_i ausgedrückt werden. Die Gleichung

für die Stellgröße bzw. den Kompensationswert $\varphi_u(t)$, welcher zum Sollwinkel addiert wird, lautet dann für eindimensionale SISO-Systeme im Zeitbereich

$$\varphi_u(t) = \frac{1}{T_I} \int \varphi_e(t) dt, \text{ bzw.} \quad (5.21)$$

$$\frac{d\varphi_u(t)}{dt} = \frac{1}{T_I} \varphi_e(t). \quad (5.22)$$

Im Frequenzbereich wird die Übertragungsfunktion beschrieben als

$$G_R(s) = \frac{\varphi_u(s)}{\varphi_e(s)} = \frac{1}{T_I s}. \quad (5.23)$$

Für eine Implementierung des Integralreglers in die CNC-Steuerung wird auf die in Kap. 3.2 vorgestellte Kompensationschnittstelle UCI zurückgegriffen und der Regler digitalisiert. Dazu wird die Differentialgleichung (5.22) mit der Beziehung

$$y(t) = K \frac{dx(t)}{dt} \longrightarrow y_k = K \frac{x_k - x_{k-1}}{T_A} \quad (5.24)$$

in eine Differenzgleichung umgeformt, sodass für den digitalen I-Regler gilt

$$\varphi_{u,k} = \varphi_{u,k-1} + \frac{T_A}{T_I} \varphi_{e,k}. \quad (5.25)$$

Dabei beschreibt T_A die Abtastzeit des Systems, die sich in diesem Fall aus dem Interpolationstakt der Steuerung zu 8 ms ergibt. Für die geeignete Zuordnung des Sollwerts zum verzögerten Istwert nach Bild 5.18 wird eine digitale Totzeit $z^{-(n)}$ in Form eines Ringspeichers eingesetzt, sodass für die Bestimmung von $\varphi_{e,k}$ gilt:

$$\varphi_{e,k} = \varphi_{g,k-n} - \varphi_{a,k}, \text{ mit } n \in \mathbb{N}^+. \quad (5.26)$$

Um Messrauschen zu vermindern, wird darüber hinaus der Istwinkel $\varphi_{a,k}$ über ein PT_1 -Glied vorgefiltert. Für den gesamten Zweig der zusätzlichen Kaskade eines Achsreglers ergibt sich somit der Zusammenhang entsprechend Bild 5.18.

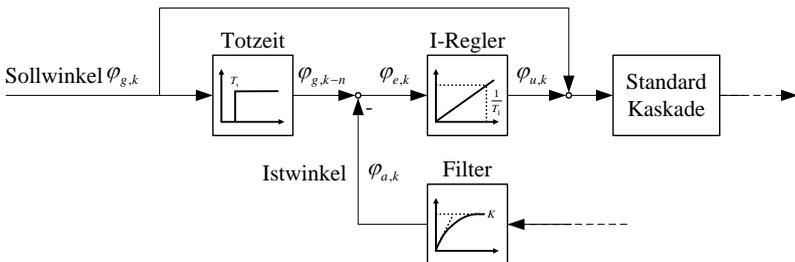


Bild 5.18: Ausschnitt der externen Reglerkaskade mit Integralregler

Da durch die zusätzliche Kaskade ein bereits geregeltes System extern beeinflusst wird, ist eine Reglerauslegung nach gängigen Verfahren wie nach ZIEGLER und NICHOLS, nach TAKAHASHI oder nach CHIEN, HRONES und RESWICK nicht direkt anwendbar. Daher wird ein empirischer Ansatz gewählt, bei dem jede Achse individuell mit einem simulierten Einheitsprung am Reglereingang angeregt und eine Reaktion des Reglers erzwungen wird. Jede Achse wird dabei individuell solange getunt, bis die Reaktion der mechanischen Roboterachse den Dynamik- und Stabilitätsanforderungen genügt. Der Einfluss der Reglerverstärkung und entsprechende Reglerparametrierungen können [MSK2017b] entnommen werden. Die Schnittstelle im UCI-Interface wird zusätzlich gegenüber betragsmäßig unerwartet großen Stellgrößen abgesichert, um einer Beschädigung des Systems vorzubeugen.

Die Festlegung des Regelungskonzepts auf sechs unabhängig eingestellte Integralregler ermöglicht im Folgenden die Betrachtung des Systemverhaltens bei dynamischen Bahnfahrten.

5.8.2 Untersuchung der Bahngenaugigkeit

Für die Untersuchung der Bahngenaugigkeit wird ein Versuchsaufbau gewählt, der den Einfluss des externen Regelkreises mit dem Stereo-Kameramesssystem verdeutlicht. Aus diesem Grund wird die optionale Prüfbahn nach ISO 9283 [ISO9283] verwendet, diese parallel zum Boden ausgerichtet und zentral in der Mitte des Kameraarbeitsraums positioniert. Damit liegt die Prüfbahn gemäß den Ergebnissen aus Kap. 5.5 im bestmöglichen Arbeitsraum des Kamerasystems. Damit das Regelungsverhalten während der Bahnfahrt besser beurteilt werden kann, wird die Bahnbeschleunigung während dieser Versuche reduziert. Der Versuchsaufbau ist in Bild 5.19 dargestellt.

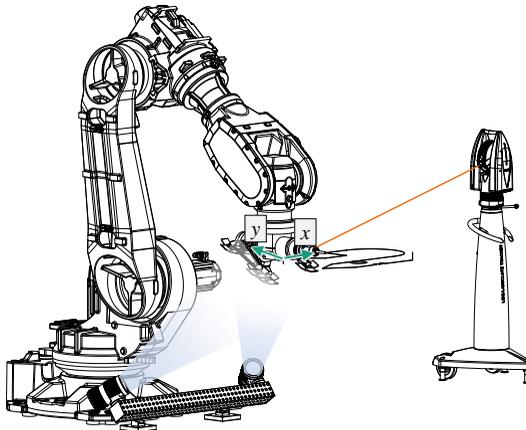


Bild 5.19: Testfahrt der optionalen Prüfbahn

Als Messreferenz dient ein *Leica Absolute Tracker AT960* [HEX2015], welcher während der Bahnfahrt kontinuierlich Messwerte des TCP aufnimmt. Verglichen wird schlussendlich eine

Bahnfahrt ohne und mit aktiviertem Stereo-Kameraregelkreis. Dabei sind folgende Rahmenbedingungen zu beachten:

- Es wird jeweils ein Best-Fit der Messergebnisse des Lasertrackers zur Sollbahn durchgeführt, um einen zusätzlichen Einfluss der Referenzierung zwischen Messsystem und Roboter auszuschließen. Dies hat zur Folge, dass die Positions-Bahngenauigkeit AT_p aus diesen Versuchen nicht bestimmt werden kann. Der Fokus liegt daher auf der Berechnung relativer Größen, wie den mittleren und quadratischen Fehlern zwischen Ist- und Sollbahn. Aufgrund der zu geringen Stichprobenanzahl ist auch eine Bestimmung der Bahn-Wiederholgenauigkeit RT_p nicht sinnvoll.
- Bei der Untersuchung mit aktiviertem Regelkreis kommt es zu gegenseitigen Beeinflussungen der Reibkompensation der Robotersteuerung mit dem Kameraregelkreis. Die Reibkompensation wird daher für die Versuche mit externer Regelung deaktiviert.
- Die Bahngeschwindigkeit wird auf 1600 mm/min festgelegt, um Eckdaten eines Roboterfräsprozesses abzubilden.

Die Ergebnisse, dargestellt als Abweichungen der Istbahn zur Sollbahn, gemessen mit dem Lasertracker, sind in Bild 5.20 abgebildet. Es wird sich dabei aus Darstellungsgründen auf eine zentrale der Ebene der Prüfbahn beschränkt. Die Abweichungen zur Sollbahn sind als hochskalierte dreidimensionale Vektoren zu verstehen, deren x - y -Komponenten in der Abbildung dargestellt sind. Die Fehlervektoren werden gebildet, indem zu jedem Sollbahnpunkt der nächstliegende Istbahnpunkt ermittelt wird. Der Fehlervektor steht anschließend orthogonal auf der Sollbahn, sodass der zeitliche Versatz zwischen Soll- und Istbahn ausgeschlossen wird und sich lediglich auf das geometrische Verhältnis von Soll- zu Istbahn fokussiert werden kann.

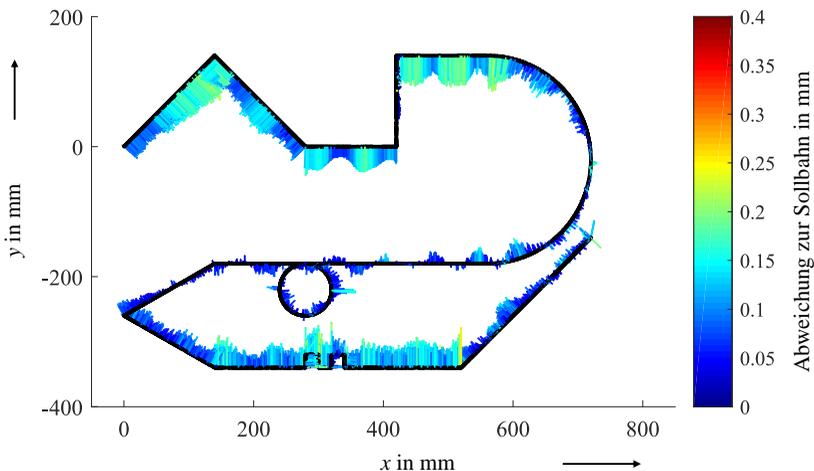


Bild 5.20: Optionale Prüfbahn nach ISO 9283 ohne Kameraregelkreis

In einem ersten Versuch wird die Prüfbahn ohne externen Kameraregelkreis aber mit aktivierter Reibkompensation abgefahren. Hier ist eine Stauchung der Istbahn zu erkennen. Während im vorderen Teil der Bahn eine generelle Abweichung in negative y -Richtung auftritt, ist im hinteren Teil eine Abweichung in positive y -Richtung auszumachen. Diese bewegt sich jeweils in einem Bereich bis maximal 0,3 mm und tritt homogen über den Verlauf der geraden Bahnelemente auf. Insbesondere bei plötzlichen Richtungswechseln oder in Kreissegmenten treten gelegentlich größere kurzzeitige Abweichungen auf, die auf Achsumkehreffekte zurückzuführen sind, welche bereits in Kap. 1 näher erläutert wurden. Insgesamt ist durch die Stauchung der Prüfbahn nur eine mittelmäßige Formtreue gegeben.

Im Folgenden wird der Kameraregelkreis aktiviert und die Prüfbahn erneut abgefahren. Wie bereits erwähnt, musste aufgrund gegenseitiger Beeinflussung die Reibkompensation der Robotersteuerung deaktiviert werden.

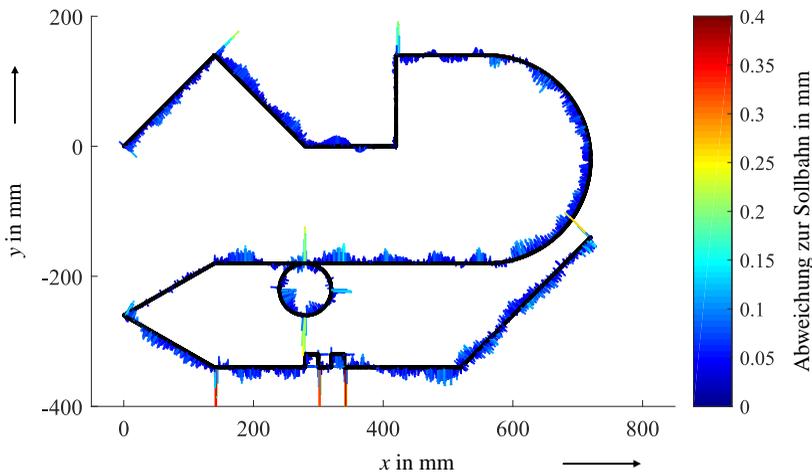


Bild 5.21: Optionale Prüfbahn nach ISO 9283 mit aktiviertem Kameraregelkreis

Die Deaktivierung der Reibkompensation macht sich in Bild 5.21 bemerkbar. Die Auswirkungen von Richtungswechseln in den Roboterachsen sind deutlich auszumachen und erreichen Fehlerspitzenwerte von bis zu 0,4 mm. Aufgrund der hohen Dynamik dieser Fehler kann der Regelkreis diese nicht kompensieren. Bei dem übrigen Verlauf ist jedoch eine deutliche Verbesserung der Form- und Bahntreue zu erkennen. Die Bahnfehler bewegen sich mit aktiviertem Regelkreis nur noch in einem Bereich bis 0,1 mm.

Das Bild 5.22 verdeutlicht den Einfluss der Achsumkehreffekte. In Bild 5.22 a) sind alle 90° starke Ausschläge zu erkennen. Verstärkt treten diese Fehler in y -Richtung auf (vgl. Bild 5.22 b)). Dies ist auf eine kombinierte Achsumkehr der Achsen 2, 3 und 5 zurückzuführen, wie bereits in Kap. 1 diskutiert wurde. Der Regelkreis ist aufgrund seiner totzeitbehafteten Reglerstruktur in seiner Dynamik begrenzt und kann die Fehler nicht ausgleichen bevor die interne Kaskadenregelung des Roboters selbst für eine Korrektur sorgt. Im Worst Case kann es an diesen Eckpunkten passieren, dass der Integralregler des Kameraregelkreises große,

verspätete Kompensationswerte erzeugt, die im Nachgang zu einem leichten Überschwingen in Gegenrichtung der Abweichung auftreten. Dieser Einfluss kann auf Kosten geringerer Reglerdynamik mithilfe des Filters der Istwinkel reduziert werden, indem hochfrequente Winkelfehler tiefpassgefiltert werden.

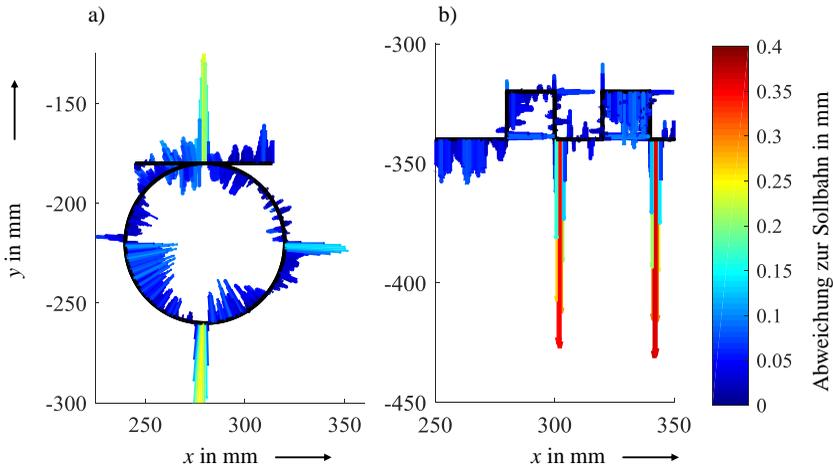


Bild 5.22: a) Bildausschnitt des Kreissegments und b) Ausschnitt der Rechteckgeometrien

Neben der optischen Betrachtung soll eine qualitative Analyse der Ergebnisse anhand von Leistungskennwerten erfolgen. Die Kennwerte sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst.

Tabelle 5.3: Kennwerte der Prüfbahn für extern geregelte und ungeregelte Bahnfahrt

Kennwerte in mm	Kameraregelkreis „aus“	Kameraregelkreis „ein“
Maximaler Fehler	0,261	0,374
Mittlerer Fehler	0,089	0,048
Standardabweichung	0,049	0,032
Mittlerer quadratischer Fehler (RMS)	0,102	0,057

Die Kennwerte spiegeln die optischen Eindrücke wieder. Der maximale Fehler ist mit aktiviertem Kameraregelkreis aufgrund hoher Peaks größer als bei deaktiviertem Regelkreis. Die mittleren Fehler und mittleren quadratischen Fehler können jedoch signifikant reduziert werden und versprechen eine erhöhte Bahntreue.

5.9 Versuche zur Abdrängung unter externem Krafteinfluss

In den vorausgehenden Versuchen wurden hauptsächlich Untersuchungen für die Qualifizierung des externen Kameraregelkreises hinsichtlich Normgrößen der ISO 9283 [ISO9283] durchgeführt, um die Vergleichbarkeit mit Standard-Industrierobotern herzustellen. Der ex-

terne Regelkreis kann dabei insbesondere dann seine Stärken ausspielen, wenn das Kalibrationsmodell der Roboterkinematik von der Realität abweicht. Diese Abweichungen treten auf, wenn Einflüsse von außen auf die Kinematik einwirken, die durch die interne Sensorik des Roboters nicht detektiert werden können. Dazu gehören besonders externe Kräfteinwirkungen, wie sie gerade bei Bearbeitungsprozessen auftreten. In diesem Kapitel wird daher der Einfluss eines externen Kraftsprungs auf die Performance des Roboters mit und ohne externen Kameraregelkreis untersucht.

In der Regelungstechnik ist es gebräuchlich das Systemverhalten der Regelstrecke in Form von Sprungantworten auf Soll- bzw. Störgrößen zu beschreiben. Externe Kräfte wirken auf das regelungstechnische System des Roboters als Störgröße. Da es konstruktiv jedoch sehr schwierig ist einen gezielten Kraftsprung auf das System zu geben, wird der umgekehrte Weg gewählt und ein negativer Kraftsprung erzeugt, indem eine Last zu einem definierten Zeitpunkt t_1 entfernt wird. Der Roboter bewegt sich während der Versuchsdurchführung in negative y -Richtung und wird zeitgleich in negativer x -Richtung mit einer Kraft von 220 N belastet. Bild 5.23 zeigt den dazugehörigen Versuchsaufbau.

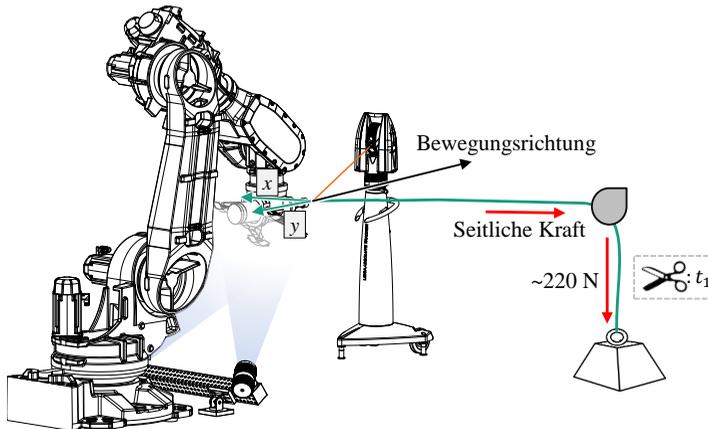


Bild 5.23: Versuchsaufbau für Störgrößenkraftsprung auf den Roboter während einer linearen Bahnfahrt

Während der Bahnfahrt wird die Abweichung zur Sollbahn mit dem Lasertracker überprüft. Im Gegensatz zu den Versuchen aus Kap. 5.8.2 geht in diesem Fall auch der Absolutfehler des Systems mit in die Betrachtung ein.

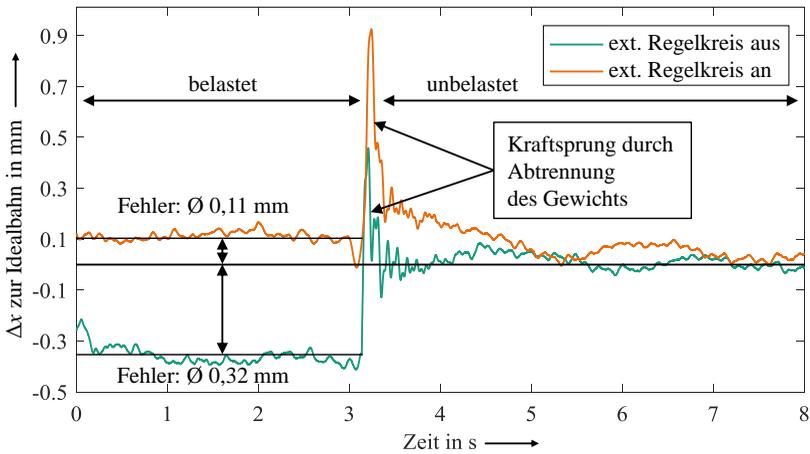


Bild 5.24: Untersuchung der Auswirkung externer Kräfte auf den extern geregelten und ungeregelten Roboter

Wie in Bild 5.24 dargestellt, wird der Roboter in den ersten drei Sekunden orthogonal zu seiner Bewegungsrichtung mit einer konstanten Störkraft $F_{d,x}$ belastet. Es ist sehr gut ersichtlich, dass der Kameraregelkreis hier bereits eine ausgleichende Wirkung erzielen kann. Jedoch ist diese auf die Wiederholgenauigkeit des Regelkreises im statischen Fall begrenzt, welche in Kap. 5.7 und Bild 5.15 beschrieben wird. Der Bahnfehler ohne externen Regelkreis ist in diesem Bereich um den Faktor drei größer, sodass unter externen Kräfteinflüssen eine erhebliche Verbesserung der Bahngenaugkeit mit externem Kameraregelkreis erreichbar ist. Nach ca. 3 Sekunden wird die Last sprunghaft entfernt und das Gesamtsystem mit einem Störgrößensprung von $F_{d,x} = 220\text{N}$ angeregt. Der Störsprung ist weder durch den internen noch den externen Regelkreis dämpfbar und führt in beiden Fällen zu einer Auslenkung des Roboters von 0,8mm in x -Richtung. In beiden Fällen greifen die Regler jedoch unmittelbar ein und bringen die Trajektorie innerhalb von 0,5s zurück auf die Sollbahn. Es ist dabei positiv zu beobachten, dass das System auch mit externem Kameraregelkreis unter dem Einfluss von Störgrößen keine Schwingungsneigung aufweist und nach dem Kraftsprung keine signifikante Regelabweichung bestehen bleibt.

Für den Alltag eines Bearbeitungsroboters ist das hier abgebildete Szenario durchaus praxisrelevant. Während der Fräs- oder Bohrbearbeitung steigt bei dem Eintritt des Werkzeugs in das Bauteil die Kraft sprunghaft an. Geht man von einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit aus, weist die Störkraft im Fall der Fräsbearbeitung aufgrund der Vorschubnormalkraft konstante orthogonale Anteile auf. In diesem Fall kann eine externe Regelung mithilfe des Stereo-Kameramesssystems deutliche Vorteile bringen.

5.10 Analyse der praktischen Einsatzfähigkeit

Die Analyse der praktischen Einsatzfähigkeit des Stereo-Kamerasystems als externes Messmittel zur Genauigkeitssteigerung des Roboters ist gleichzeitig eine Zusammenfassung der voranstehenden Ergebnisse des Kap. 1. Der Ansatz Stereo-Kamerasysteme für die Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern zu verwenden, ist seit mehr als 20 Jahren bekannt. Über die Zeit konnte die Kameramesstechnik, insbesondere die Genauigkeit und die Datenverarbeitung stetig weiterentwickelt werden. Da jedoch die Robotergenauigkeit durch bessere Kalibrationsverfahren, bessere interne Messtechnik, Steuerungsarchitektur und Kompensationsstrategien ebenfalls zunahm, blieb die Möglichkeit einen Roboter mithilfe eines Stereo-Kamerasystems extern zu regeln weitgehend unattraktiv. Ein Flaschenhals stellte dafür bislang hauptsächlich die im Vergleich zum IPO-Takt des Roboters langsame Bildauswertung und Datenübertragung dar.

Durch das weiterentwickelte Kamerasystem AICON *MoveInspect HF* steht eine neuartige Lösung bereit, die für eine externe Regelung des Roboters aufgrund der Auflösung und Datenrate geeignet ist. Es konnte gezeigt werden, dass insbesondere im Bereich der Absolutgenauigkeit, der Bahngenauigkeit bei Bahnfahrten ohne schnelle Richtungswechsel und unter dem Einfluss externer, langsam veränderlicher Störkräfte, die Präzision des Robotersystems mithilfe einer externen Reglerkaskade und dem Stereo-Kamerasystem als Messmittel erheblich gesteigert wird. Dies ist insbesondere für statische Positionieraufgaben, wie sie bei Anwendungen mit Bohr-Niet-Endeffektoren auftreten, von großem Interesse. Voraussetzung dafür ist, dass eine Absolutgenauigkeit von 0,1 mm im Zentrum des Arbeitsraums ausreichend ist.

Dieser Umstand stellt auch gleichzeitig die Grenzen des Systems dar. Die höchste Präzision erreicht das Kamerasystem im Bildzentrum beider Kamerasichtkegel. Insbesondere mit zunehmendem Abstand von den Kameras nimmt die Messgenauigkeit ab (vgl. Bild 5.11). Dadurch wird der Vorteil des vergleichsweise großen Arbeitsraums eines Industrieroboters gegenüber Werkzeugmaschinen stark vermindert. Neben der reinen Positionierung ist ebenfalls auf eine geeignete Ausrichtung und Orientierung des Roboterendeffektors zu dem Kameramesssystem zu achten, da es sonst zu Sichtbarkeitsproblemen kommen kann. Die Alternative besteht in der Installation sehr aufwendiger und voluminöser Markenhalter, welche am Endeffektor eine zusätzliche Störkontur bilden. Gleichzeitig steigt der initiale Aufwand der Einmessung des Roboter-TCP zu den Marken. Es muss darüber hinaus berücksichtigt werden, dass nach jeder konstruktiven Änderung am Endeffektor jegliche Verschiebung der Marken ausgeschlossen werden muss, damit keine erneute Einmessung mithilfe des DPA-Systems notwendig wird.

Die Einsatzbedingungen des Kamerasystems ändern sich insofern, dass gerade bei unterhalb des Endeffektors positionierten Kameras der Spanflug auf ein Minimum reduziert werden muss, wodurch der Einsatz in dedizierten Roboterfräszellen mit globaler Raumabsaugung schwierig wird. Ebenso muss für optimale Messergebnisse ein Warmlauf des Stereo-Kamerasystems erfolgen und die thermischen Umgebungsparameter möglichst konstant bleiben. Die Tabelle 5.4 fasst die Vor- und Nachteile des Ansatzes noch einmal zusammen.

Tabelle 5.4: Vor- und Nachteile bei der Verwendung eines Stereo-Kamerasytems zur Steigerung der Roboter-
genauigkeit

Vorteile	Nachteile
<ul style="list-style-type: none"> • Erhöhte Absolutgenauigkeit • Erhöhte Bahngenauigkeit (bei Bahnen ohne schnelle Richtungswechsel) • Sehr robust gegenüber äußeren Krafterwirkungen geringer Dynamik • Potentiell gut geeignet für Bohranwendungen • Kamerasystem kann für weitere Messaufgaben, wie Tool- oder Bauteileinmessungen genutzt werden • Weiterentwicklungen in der Stereo-Kameramess-technik versprechen weiteren Genauigkeitszuwachs 	<ul style="list-style-type: none"> • Verringerte Wiederholgenauigkeit • Bahngenauigkeit bei plötzlichen Richtungswechseln begrenzt • Plötzliche Kraftänderungen werden kaum kompensiert • Spanflug vermindert die Einsatzfähigkeit • Aufwärmphase des Systems erhöht den Einrichtbetrieb • Konstruktive Änderungen am Endeffektor erfordern aufwendige Neueinmessung der Messmarken

Neben den diversen Vorteilen muss beachtet werden, dass integrative und kostentechnische Aspekte eine Nutzbarkeit in der Industrie begrenzen. Für eine universelle Lösung und Verbreitung überwiegen die Vorteile höherer Präzision derzeit noch nicht gegenüber den Einschränkungen, die der Aufbau mit zusätzlichem Kameramesssystem mit sich bringt.

Lohnenswert wird der Einsatz eines externen Regelkreises erst, wenn der Arbeitsraum des Roboters weiterhin nahezu uneingeschränkt genutzt werden kann und die Präzision des Gesamtsystems weiterhin zunimmt. Ein Mindestziel sollte hier das Erreichen einer Absolutgenauigkeit im Bereich der Roboterwiederholgenauigkeit sein. Dies sind Vorgaben, die mit heutigen Stereo-Kameramesssystemen nur schwer zu erreichen sind. Ein Messmittel, welches eine solche Genauigkeit erreicht und diese in der Regel sogar übertreffen kann, ist durch den Lasertracker gegeben. In den bisherigen Versuchen wurden Lasertracker lediglich für die Qualifizierung der Ergebnisse oder für Einmessvorgänge genutzt. In dem folgenden Kapitel soll daher untersucht werden, inwiefern ein Lasertracker als Messsystem für einen externen Regelkreis geeignet ist.

6 Externe Regelung mithilfe eines Lasertracker-Systems

Der Einsatz eines Lasertrackers zur externen Regelung eines Industrieroboters ist die logische Konsequenz der Ergebnisse aus Kap. 1. Die Genauigkeit, Messfrequenz und vor allem das Messvolumen schränken die Flexibilität und Nutzbarkeit des Stereo-Kamera-Messsystems für die Verwendung in einem externen Regelkreis ein. Der Lasertracker verspricht in all diesen Punkten eine Verbesserung. Das Regelungsprinzip bleibt dabei weitestgehend identisch. Der Lasertracker wird verwendet, um die aktuelle Roboterpose TCP-nah zu ermitteln und diese der Robotersteuerung in einem externen Regelkreis als Kompensationswerte zur Verfügung zu stellen. Aus diesem Grund wird in diesem Kapitel hauptsächlich auf das geänderte Messprinzip und die Ergebnisse eingegangen. Bei identischen Ansätzen wird auf die entsprechenden Abschnitte in Kap. 1 verwiesen.

Mithilfe eines Lasertrackers werden sowohl eine externe Poseregelung (6D) als auch eine reine Positionsregelung (3D) untersucht und geklärt, inwiefern dies bereits zu einer Genauigkeitssteigerung des Systems beitragen kann, beziehungsweise die Flexibilität des Ansatzes erweitert.

Das Kapitel beginnt mit einem kurzen Überblick über den Stand der Technik, die Grundlagen der Lasertracker-Messtechnik sowie einer Übersicht der verwendeten Systeme. Anschließend wird der Aufbau und die Architektur hinter dem Regelungsansatz verdeutlicht sowie alle vorbereitenden Maßnahmen für die externe Regelung erläutert. Die Auswertung der Positions- und Poseregelungsversuche wird zentral dargestellt, um eine direkte Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen.

6.1 Grundlagen der Lasertracker-Messtechnik

Lasertracker gehören ursprünglich in die Klasse der Tracking-Interferometer, deren Aufgabe in der Erfassung von 3D-Koordinaten eines Messobjektes liegen. Der Unterschied zu statischen Interferometern besteht in der Möglichkeit den Messpunkt kontinuierlich zu verfolgen (engl.: „tracking“). Der Messpunkt kann nicht beliebig gewählt werden, sondern wird in der Regel über retroreflektierende Messmarken, wie Tripelspiegel realisiert, welche den Messlaser parallel zum einfallenden Strahl reflektieren. Die ersten Tracking-Interferometer wurden von LAU und HOCKEN 1986 patentiert und anschließend kommerzialisiert [LaH1986]. Bereits in diesem Patent wurde in ersten Anwendungsszenarien und Abbildungen die räumliche Vermessung von Roboterkinematiken erwähnt.

Die Wirkungsweise von Lasertrackern ist herstellerunabhängig und besteht aus einer räumlichen Messung von Kugelkoordinaten des Messpunkts. Dafür enthält der Lasertrackerkopf zwei orthogonal angeordnete, hochgenau gelagerte und meist über Piezoantriebe bewegte Drehachsen, welche mit hochempfindlichen Winkelencodern vermessen werden. Auf diese Weise können der Polarwinkel θ und der Azimutwinkel φ bestimmt werden. Der radiale Abstand r wird über eine Laserdistanzmessung realisiert und vervollständigt somit die Kugelkoordinaten, welche über die Beziehung

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = r \begin{pmatrix} \sin \theta \cos \varphi \\ \sin \theta \sin \varphi \\ \cos \theta \end{pmatrix}, \quad \text{mit } \theta \in [0, \pi], \varphi \in [-\pi, \pi], r \in \mathbb{R}^+ \quad (6.1)$$

in kartesische Koordinaten überführt werden können. Für eine Distanzmessung muss der Laserstrahl über eine Spiegeloptik reflektiert werden. Damit der reflektierte Laserstrahl parallel zum ausgesendeten Laserstrahl und unabhängig von der Orientierung des Messziels zurück in die Auswerteelektronik des Lasertrackers gelangt, werden retroreflektierende Tripelspiegel verwendet. In einem solchen Tripelspiegel werden drei totalreflektierende, planare Flächen rechtwinklig zueinander angeordnet, sodass eine räumliche Ecke entsteht, welche sich exakt im Mittelpunkt der Kugel befindet (Bild 6.1). Die Skizze weist einen sichtbaren Strahlengang nach den Reflexionen an den Spiegelflächen auf. In der Praxis ist diese Strecke vernachlässigbar klein, da die Auswerteelektronik des Lasertrackers einen minimalen Abstand zwischen hin- und rücklaufendem Strahl einstellt und dadurch die Reflexion nahezu im Mittelpunkt des Tripelspiegels stattfindet.

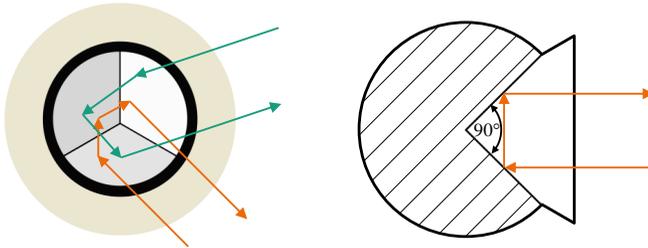


Bild 6.1: Skizze und Querschnitt eines retroreflektierenden Tripelspiegels (vgl. [Bor2016])

Die Laserdistanzmessung kann mithilfe solcher Tripelspiegel auf Basis des interferometrischen Messprinzips durchgeführt werden. Als Modell dient dabei eine Variation des MICHELSON-Interferometers. MICHELSON nutzt die Möglichkeit kohärentes Licht durch einen halbdurchlässigen Spiegel aufzuteilen. Ausgehend von einer zentralen Laserquelle wird ein Laserstrahl auf einen teildurchlässigen Spiegel gerichtet. Ein Teil des Lichts wird abgelenkt und von einem Spiegel reflektiert (Bild 6.2 orange). Der andere Teil passiert den teildurchlässigen Spiegel und wird durch den beweglichen Tripelspiegel reflektiert (Bild 6.2 grün). Die beiden reflektierten Strahlen von Spiegel und Tripelspiegel überlagern sich auf ihrem Rückweg und resultieren in einem gemeinsamen Strahl, welcher von einem Fotodetektor gemessen wird.

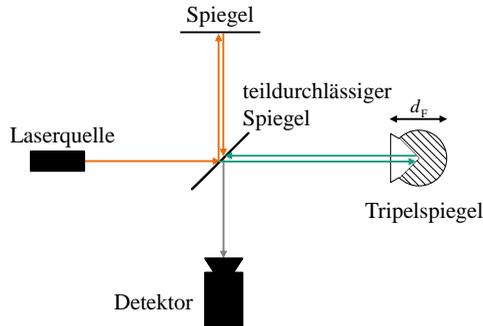


Bild 6.2: Interferometer von MICHELSON nach [Rüe1996]

Die beiden reflektierten Strahlen haben aufgrund der identischen Quelle dieselbe Frequenz und Amplitude und unterscheiden sich lediglich in ihrer Phasenlage zueinander [Rüe1996]. Je nachdem in welcher Phasenlage sich die beiden reflektierten Strahlen zueinander befinden, entstehen unterschiedliche Interferenzmuster in dem Detektor, welche sich in unterschiedlichen Intensitäten des resultierenden Laserstrahls äußern. Die variablen Intensitäten ergeben sich aus konstruktiven und destruktiven Interferenzen der Teilstrahlen. Bei Phasengleichheit entsteht so ein Intensitätsmaximum, während bei einem Phasenversatz von $\pm 180^\circ$ ein Intensitätsminimum existiert. Bewegt sich der Tripelspiegel in Strahlrichtung, so verschiebt sich die Phase zwischen den reflektierten Strahlen und die Intensität variiert. Die Phasenlage ist dabei abhängig von der Dimension der Bewegung und der Wellenlänge des verwendeten Lasers. Durch eine Bewegung d ändert sich die resultierende Strahlänge um $2d$. Zwei aufeinanderfolgende Intensitätsmaxima entstehen genau dann, wenn sich die Strahlänge um die Wellenlänge λ ändert. Der Detektor zählt die Anzahl n der durchlaufenden Intensitätsmaxima. Daher besteht der rechnerische Zusammenhang

$$\begin{aligned} \lambda \cdot n &= 2d_F, \text{ bzw.:} \\ d_F &= n \cdot \frac{\lambda}{2}. \end{aligned} \quad (6.2)$$

Bei den in dieser Arbeit verwendeten Lasertrackern beträgt die Wellenlänge des Messlasers 633nm, sodass eine rechnerische maximale Auflösung von $0,317 \mu\text{m}$ vorliegt [Hex2013]. Unter praktischen Einsatzbedingungen ist diese Genauigkeit jedoch nicht erreichbar. Schwankende Temperatur und wechselnder Luftdruck führen zu abweichenden Brechungsindizes der optischen Elemente des Interferometers sowie zu einer Beugung des Laserstrahls in Luft.

Der große Vorteil der interferometrischen Messung besteht neben der hohen Auflösung und Genauigkeit vor allem in der Möglichkeit einer kontinuierlichen Messung. Auf der anderen Seite liegt der prinzipbedingte Nachteil einer reinen interferometrischen Messung darin, dass lediglich eine relative Messung durchgeführt werden kann. Der Detektor zählt nur die Intensitätsmaxima und damit eine relative Bewegung. Für eine absolute Distanzmessung muss deshalb eine Referenz geschaffen werden, indem ein fixer Abstand zwischen Laserquelle und Messziel bestimmt und der Auswerteelektronik übermittelt wird. In der Regel werden dafür feste Referenzen am Lasertracker installiert. Diese als *Vogelbad* bezeichnete Referenzstelle

wird vom Hersteller hochpräzise vermessen. Für das praktische Vorgehen muss bei jeder reinen interferometrischen Messung von dieser Referenzstelle gestartet und der Tripelspiegel an die Messstelle geführt werden, ohne dass der Laserstrahl unterbrochen wird. Im Fall einer Unterbrechung muss die Prozedur erneut mit einer Initialmessung bei dem Vogelbad begonnen werden. Da der Referenzabstand des Vogelbads zur Laserquelle einer gewissen Messunsicherheit unterliegt, ist der absolute Messfehler um Faktoren größer als die reine Auflösung der relativen Distanzmessung.

Aus diesen Gründen wird bei modernen Trackersystemen die relative interferometrische Messung (IFM) um eine absolute Distanzmessung (ADM) ergänzt. Diese geht auf den französischen Physiker HIPPOLYTE FIZEAU zurück, welcher 1849 das als *Zahnradmethode* bekannte Messprinzip vorstellte, mit welchem die Lichtgeschwindigkeit bestimmt werden kann [Fiz1849]. FIZEAU verwendete Sonnenlicht, welches über eine Optik und einen teildurchlässigen Spiegel in die Ebene eines Zahnrads fokussiert wurde. Dieses Zahnrad drehte sich mit einer bekannten Umdrehungsgeschwindigkeit und teilte das einfallende Licht in Lichtimpulse auf. In 8,6km Entfernung von dem Messaufbau wurden diese Lichtimpulse durch einen Reflektor zurückgeworfen, passierten den teildurchlässigen Spiegel und trafen auf eine Betrachtungsoptik. Bei sich nur langsam drehendem Zahnrad war das Sonnenlicht durch die Betrachtungsoptik sichtbar, da das reflektierte Licht durch dieselbe Zahnücke, wie das einfallende Licht drang. FIZEAU erhöhte nun die Drehgeschwindigkeit des Zahnrads so lange, bis das reflektierte Licht durch einen Zahn des Zahnrads blockiert wurde und das Ergebnis in der Betrachtungsoptik dunkler erschien. Über die bekannte Entfernung, die Zähnezahl und die gemessene Umdrehungsgeschwindigkeit des Zahnrads konnte FIZEAU die Lichtgeschwindigkeit zu $c_{\text{Licht}} = 313\,000\text{ km/s}$ bestimmen. Der zugrundeliegende mathematische Zusammenhang lässt sich bei der heute in unterschiedlichen Medien bekannten Lichtgeschwindigkeit dazu verwenden eine unbekannte Distanz zwischen Reflektor und Betrachtungsoptik zu ermitteln.

Diesen Umstand macht sich der von LOSER entwickelte moderne Aufbau des FIZEAU-Systems zur Nutze, um mit optoelektronischen Bauelementen die Distanz zu bestimmen [Los2001]. Das Zahnrad wird dabei durch einen Kristall ersetzt, welcher in Abhängigkeit der angelegten Wechselspannung linear polarisiertes Licht moduliert.

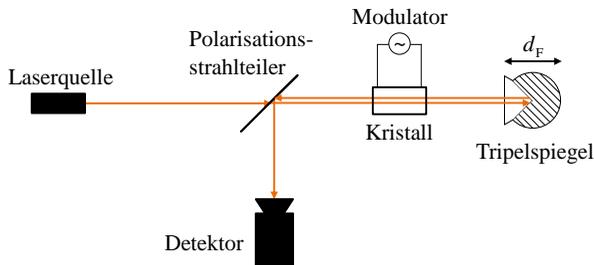


Bild 6.3: Moderner Aufbau der Zahnradmethode von FIZEAU, vereinfacht nach [Los2001]

Durch die Variation der Wechselspannung ist es möglich die Frequenz, mit welcher das Laserlicht durch den Kristall moduliert wird, zu beeinflussen. Für eine Distanzmessung muss nun die Frequenz gefunden werden, bei der wie auch bei FIZEAU ein Intensitätsminimum in

dem Detektor registriert wird. Dieser Prozess der Modulationsfrequenzbestimmung findet in einem Regelkreis iterativ statt und benötigt daher eine gewisse Zeit [Los2001].

Für eine hohe Präzision der Distanzmessung ist neben der möglichst präzisen Messung des Intensitätsminimums vor allem die Bestimmung der Modulationsfrequenzen entscheidend. Die Auflösung und die minimale Messdistanz dieser ADM-Methode werden hauptsächlich durch die Bandbreite und Auflösung des Frequenzgenerators beeinflusst. Bei heutigen Trackersystemen liegen die maximalen Modulationsfrequenzen bei bis zu 2,4 GHz und ermöglichen damit eine Messgenauigkeit in einem Bereich bis 80 m von $\pm 5 \mu\text{m}$ [Hex2010].

Die Kombination der langsamen, statischen, absoluten Distanzmessung und der hochpräzisen, relativen und kontinuierlichen interferometrischen Messung stellt den idealen Weg für die Distanzmessung eines Lasertrackers dar. Während einer Bewegung des Messziels wird eine kontinuierliche IFM durchgeführt. Diese Messung wird der ADM als Grundlage zur Verfügung gestellt, um die Bewegung des Messziels in der ADM zu kompensieren und erlaubt so eine quasi-statische Messung. Sobald eine ADM durchgeführt wurde, wird das Ergebnis der ADM als Referenzwert an die IFM zurückgegeben. Somit entfällt für die IFM die zuvor benötigte Referenzmessung in dem Vogelbad. LEICA GEOSYSTEMS nennt dieses Messprinzip *Absolute Interferometer* (AIFM) und setzt es in den in dieser Arbeit verwendeten Lasertrackern ein [Hex2012b].

6.2 Lasertracker-Systeme

Für eine unabhängige Versuchsauswertung ist für die Regelung neben dem Lasertracker ein zweites Messsystem erforderlich. Dies kann ebenfalls ein Lasertracker sein, welcher jedoch ausschließlich Messaufgaben durchführt. Die in dieser Arbeit verwendeten Lasertracker sowie die für die Orientierungsmessung zusätzlich erforderliche Messtechnik werden im Folgenden und in Bild 6.4 kurz vorgestellt.

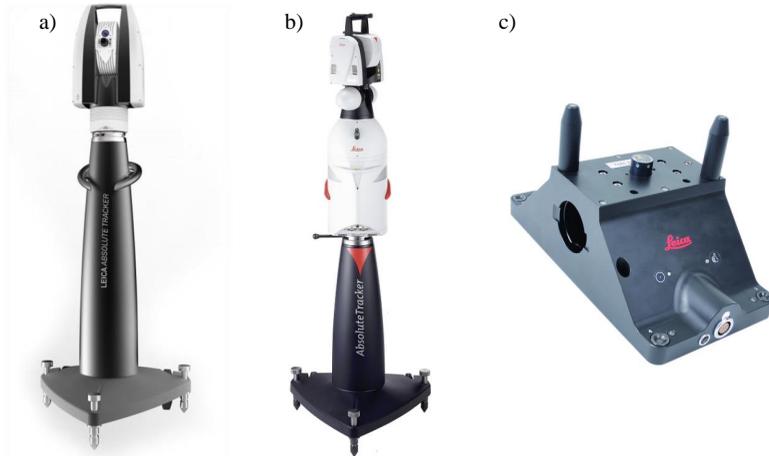


Bild 6.4: a) LEICA ABSOLUTE TRACKER AT960, b) LEICA ABSOLUTE TRACKER AT901 und c) LEICA T-MAC TMC-30 (mit freundlicher Genehmigung von LEICA GEOSYSTEMS AG) [HEX2012c, HEX2012A, HEX2015]

Für die Messaufgaben und die Validierung wird in diesem Abschnitt wie auch in Kap. 1 der LEICA ABSOLUTE TRACKER AT901 genutzt und im Folgenden mit „LT2“ abgekürzt. Der LT2 nutzt das zuvor vorgestellte AIFM für die Laserdistanzmessung und ist daher in der Lage dynamische Ziele absolut und in Echtzeit zu vermessen. Die Genauigkeitsangabe wird von Leica als *Maximum Permissible Error* (MPE) angegeben und setzt sich aus einer fixen und einer vom Messabstand l abhängigen Komponente zusammen. Für den hier verwendeten AT901 ist ein MPE von $\pm 15 \mu\text{m} + 6 \mu\text{m}/\text{m} \cdot l$ angegeben, welches sich in kleinen Messvolumen (HxBxT) von $2,5\text{m} \times 5\text{m} \times 10\text{m}$ auf $\pm 10 \mu\text{m} + 5 \mu\text{m}/\text{m} \cdot l$ reduziert. Der AT901 bietet die Option eine Kamera auf dem Messkopf zu montieren, sodass durch eine unterstützende, photogrammetrische Messung Orientierungen erfasst und somit auch 6D-Messungen durchgeführt werden können. [Hex2013]

Die Weiterentwicklung des AT901 ist der LEICA ABSOLUTE TRACKER AT960. Außerdem wurde die für die 6D-Messung benötigte Kamera in den Messkopf integriert. Darüber hinaus konnte im Vergleich zum Vorgänger die Elektronik für die Echtzeitdatenaufbereitung in den Controller integriert und die Ausgabefrequenz von Positionsdaten auf 1 kHz angehoben werden. Die Genauigkeit bleibt dabei identisch mit den Angaben zum AT901. [Hex2015]

Die beiden vorgestellten Systeme sind jedoch ohne weiteres Hilfsmittel nur in der Lage mit einer Einzelmessung Positionsdaten zu erfassen. Für die Bestimmung von Posedaten müssen daher entweder drei oder mehr Messungen durchgeführt oder zusätzliche Messtechnik eingesetzt werden. Da für eine Online-Bahnkorrektur kontinuierliche Posedaten benötigt werden, muss auf zusätzliche Messtechnik zurückgegriffen werden. Diese steht mit dem *Leica T-Mac TMC30* (Bild 6.4c) zur Verfügung. T-Mac TMC steht für *Tracker-Machine control sensor* und ermöglicht die Kombination einer Lasertracker-Positionsmessung mit einer photogrammetrischen Orientierungsmessung. Für die Lasertrackermessung ist der T-Mac mit einem herkömmlichen Reflektor ausgestattet. Die photogrammetrische Messung erfolgt über Infrarot-

LEDs, die in definierten, eingemessenen Abständen auf dem T-Mac angebracht sind und über die auf dem Lasertracker montierte Kamera erfasst werden können. Da die LEDs ausschließlich für die Orientierungsmessung genutzt werden und die Positionen der LEDs zueinander bekannt sind, ist der Einsatz einer einzelnen Kamera ausreichend (vgl. Kap. 1). Die Positionsgenauigkeit des Systems ist identisch zu der Messung in gewöhnlichen Tripelspiegeln. Um eine Synchronisation zwischen der Orientierungs- und der Positionsmessung zu gewährleisten, werden die LEDs periodisch ein- und ausgeschaltet. Die Taktung erfolgt über ein Triggersignal, welches eine Kabelführung vom Lasertracker zum T-Mac erfordert. Die Orientierungsmessung wird laut Datenblatt mit $0,01^\circ$ angegeben. [Hex2013, KeM2015]

Die Einmessung des T-Macs zum Roboter-TCP wird mithilfe des Kalibrierkörpers realisiert, welcher in die Spindel eingesetzt wird. Durch die 3-Punktmessung des in die Spindel eingesetzten Kalibrierkörpers und eine Posemessung des T-Macs kann die Transformation zwischen T-Mac und TCP bestimmt werden zu

$$\mathbf{T}_{\text{TCP}}^{\text{TM}} = \left(\mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{TCP}} \right)^{-1} \mathbf{T}_{\text{LT}}^{\text{TM}} \quad (6.3)$$

6.3 Versuchsanordnung und Endeffektor-Design

Der Versuchsaufbau in Bild 6.5 ähnelt im Wesentlichen dem Aufbau des Stereo-Kamerasystems aus Bild 5.9, nur dass anstelle des Kamerasystems ein zweiter Lasertracker verwendet wird.

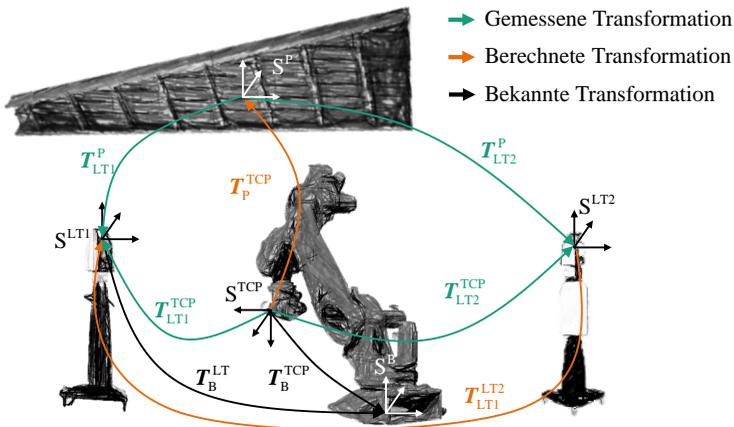


Bild 6.5: Versuchsanordnung des externen Lasertracker-Regelkreises

Für die spätere Regelung ist der Lasertracker LT1 verantwortlich, während LT2 für die Genauigkeitsüberprüfung des extern geregelten Roboters genutzt wird. Im Gegensatz zu Bild 5.9 muss die Einmessung der Lasertracker zueinander nicht über das Messziel am Roboter-TCP erfolgen, sondern kann direkt über die Messmarken des Bauteilsystems S^P durchgeführt werden. Die Transformation zwischen den Lasertrackern ergibt sich dann zu

$$\mathbf{T}_{LT1}^{LT2} = \mathbf{T}_{LT1}^P \left(\mathbf{T}_{LT2}^P \right)^{-1}. \quad (6.4)$$

In diesem Fall sind keine weiteren toleranzbehafteten Einmessvorgänge vorhanden, sodass die erreichbare Genauigkeit der Lagebeziehung der Lasertracker nur von den Messsystemen selbst abhängt und damit sehr hoch ist.

Während eine 3D-Regelung lediglich einen zum Tool eingemessenen und möglichst nahe des TCP positionierten Reflektor benötigt, wird für eine Regelung in sechs Freiheitsgraden der zuvor vorgestellte *Leica T-Mac TMC-30B* eingesetzt. Um den Einfluss von Orientierungsmessfehlern auf die Positioniergenauigkeit zu minimieren, wird auch der T-Mac möglichst nahe am TCP angebracht und fix mit der Spindel verbunden, sodass eine nachträgliche Positionsänderung ausgeschlossen werden kann.

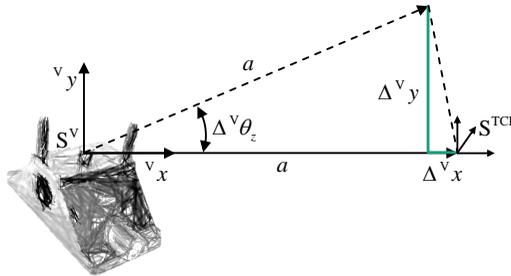


Bild 6.6: Vereinfachte 2D-Skizze zur Orientierungsfehlerabschätzung

Es gilt dabei in einem virtuellen Koordinatensystem S^v aus Bild 6.6, bei dem die x -Achse durch den Vektor vom T-Mac zum TCP gebildet wird, der Zusammenhang für die Translationsfehler resultierend aus Orientierungsfehlern:

$$\begin{pmatrix} \Delta^v x \\ \Delta^v y \\ \Delta^v z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a(\cos \Delta^v \theta_y + \cos \Delta^v \theta_z - 2) \\ a \sin \Delta^v \theta_z \\ a \sin \Delta^v \theta_y \end{pmatrix}. \quad (6.5)$$

Unter der Annahme sehr kleiner Winkel gilt $\sin \theta \approx \theta$ und $\cos \theta \approx 1$. Damit folgt aus (6.5)

$$\begin{pmatrix} \Delta^v x \\ \Delta^v y \\ \Delta^v z \end{pmatrix} \approx a \begin{pmatrix} 0 \\ \Delta^v \theta_z \\ \Delta^v \theta_y \end{pmatrix}. \quad (6.6)$$

Es ist also direkt ersichtlich, dass der Abstand des T-Macs zum TCP unmittelbaren Einfluss auf die letztendliche Positioniergenauigkeit des TCP hat und daher minimiert werden sollte.

Die Einmessung des T-Macs zum Roboter-TCP ist im Vergleich zum Stereo-Kamerasystem deutlich einfacher und kann mithilfe des in Kap. 5.6.1 vorgestellten Kalibrierkörpers durchgeführt werden. Dazu werden die Posen des T-Macs und des Kalibrierkörpers mit dem Lasertracker LT1 gemessen. Aus diesen Posen kann direkt die Lage des T-Macs im TCP-

Koordinatensystem S^{TCP} beschrieben werden. Das Bild 6.7 zeigt die Anordnung der Messmarken am Endeffektor.

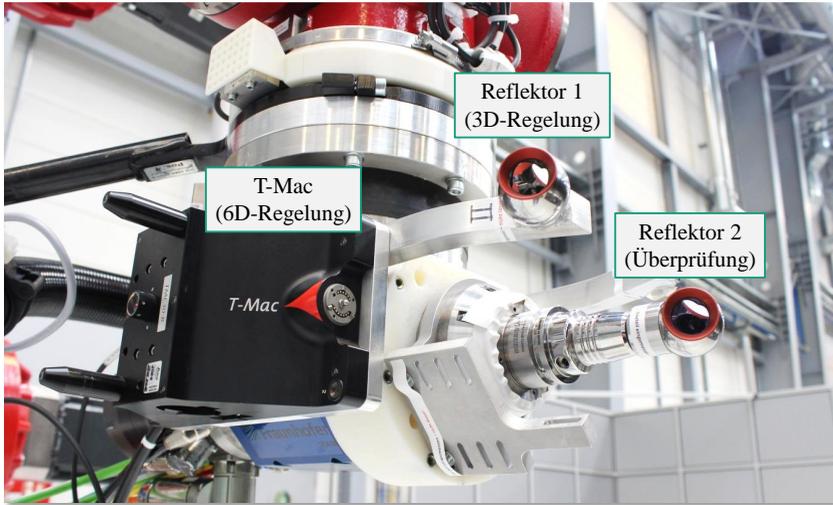


Bild 6.7: Endeffektor-Design für die 3D- und 6D-Regelung

Ein weiterer Reflektor wird eingesetzt, um mithilfe des Lasertrackers LT2 die Validierungsversuche durchzuführen und die Genauigkeitskennwerte direkt am TCP zu ermitteln. Der Mittelpunkt des Tripelspiegels liegt dabei exakt in dem verwendeten TCP-Koordinatensystem. Theoretisch kann der Reflektor des T-Mac gleichzeitig auch für eine 3D-Regelung verwendet werden. Da in diesem Fall jedoch keine Orientierungskorrektur zum Einsatz kommt, wirken sich Orientierungsfehler nach (6.6) direkt auf die Positioniergenauigkeit aus. Um diesen Einfluss zu minimieren, ist der Einsatz eines weiteren Reflektors in unmittelbarer Nähe zum TCP sinnvoll. In Bild 6.7 kommt für diese Anwendung daher der Reflektor 1 zum Einsatz.

6.3.1 Eingesetzte Bus-Systeme und Kommunikationsschnittstellen

Für die Kommunikation des Messsystems mit der Robotersteuerung ist für eine kontinuierliche externe Führung ein echtzeitfähiges Kommunikationsnetzwerk notwendig. Der Lasertracker AT960 stellt dafür mit dem *Real-Time Feature Pack* die Echtzeitschnittstelle *EtherCAT* der Firma BECKHOFF bereit. Auf der anderen Seite basiert die Robotersteuerung auf einer *Siemens 840D sl-CNC*-Steuerung und verwendet für die Echtzeitkommunikation das Protokoll *Profinet IRT*. Im Folgenden werden daher kurz die wesentlichen Merkmale und die hier genutzte Verbindung beider Protokolle erläutert.

EtherCAT

EtherCAT wurde 2003 auf Basis der Ethernet-Architektur von der ETHERCAT TECHNOLOGY GROUP als Alternative zu herkömmlichen Bussystemen vorgestellt und ist mittlerweile in der

SEMI E54.20, der IEC 61158 und ISO 15745-4 vertreten [SEM54.20, IEC61158-1, ISO15745-4, WLQ2014]. EtherCAT unterscheidet sich von den traditionellen Bussystemen und insbesondere von Ethernet-basierter TCP/IP-Kommunikation durch die strikte Echtzeitfähigkeit. Diese wird erreicht, indem Datenpakete der Busteilnehmer in jedem Zyklus On-the-fly auf den Datenframe geschrieben und von dort gelesen werden können. So ist eine deterministische, streng getaktete Datenübertragung zwischen Teilnehmern des Bussystems möglich. Die Synchronisation aller Teilnehmer wird durch einen Master sichergestellt, indem im Bustakt zu jedem Teilnehmer das Zeitsignal der Master-Uhr übertragen wird. Die Zykluszeiten bewegen sich dabei in einem Bereich von 50-250 μ s. Weitere Features und Besonderheiten werden ausführlich von ROSTAN und STUBBS vorgestellt. [RSD2010]

Profinet IRT

Siemens nutzt für die Ethernet-basierte Echtzeitkommunikation den eigenen Standard Profinet. Dieser ist ebenfalls in der IEC 61158 als industrielles Feldbussystem aufgenommen. Profinet ist in verschiedene Klassen der Echtzeitfähigkeit unterteilt. Die für diese Anwendung relevante Ausführung ist die *Profinet IO RT Class 3* auch bekannt unter dem Namen *PROFINET IRT*. Es bietet im Gegensatz zum herkömmlichen Profinet die Möglichkeit der harten, isochronen Echtzeitkommunikation durch den Einsatz synchronisiert taktender Teilnehmer. Dies bedeutet eine fest vorgeschriebene Zeitspanne für den Datenaustausch jedes Teilnehmers, welche äquidistant zu dem Taktzyklus des Gesamtbussystems verlaufen muss. Für die Synchronisation der Busteilnehmer wird von einem Master-System ein hochpräziser Zeitstempel übertragen, welcher in jedem Taktzyklus von den Teilnehmern (Slaves) übernommen wird und genutzt werden kann, um Daten auf den Bus zu schreiben oder vom Bus zu lesen. Gleichzeitig erlaubt das Profinet-Protokoll die parallele Nutzung des Bussystems durch andere Profinet-Teilnehmer, die nur weiche oder gar keine Echtzeitfähigkeit benötigen. Der Kommunikationszyklus wird daher über einen Planungsalgorithmus in einen synchronen und asynchronen Takt aufgeteilt und unterscheidet sich damit wesentlich von dem EtherCAT-Protokoll und erlaubt minimale Taktzeiten von 250 μ s [HBŠ2010].

Profinet IRT-Teilnehmer benötigen deshalb spezielle Hardware, um an der Kommunikation über Profinet IRT teilzunehmen. Die Hardware, bestehend aus Master und Slaves, sowie Infrastrukturkomponenten wie Switches, wird hauptsächlich von Siemens in Form von ASICs⁵ vertrieben. Die Zugänglichkeit für den freien Markt ist daher im Gegensatz zu EtherCAT etwas eingeschränkt. PRYTZ untersucht in [Pry2008] die Performance von EtherCAT und Profinet IRT im direkten Vergleich und stellt einen generellen Performance-Vorteil von EtherCAT gegenüber Profinet IRT fest, welcher sich insbesondere mit zunehmender Anzahl von Busteilnehmern manifestiert. Für den in dieser Arbeit gezeigten Anwendungsfall spielt dies jedoch nur eine untergeordnete Rolle, da die Anzahl der Teilnehmer auf die Steuerung und den Lasertracker begrenzt ist.

⁵ ASIC: „application-specific integrated circuit“, auf Deutsch: „anwendungsspezifische integrierte Schaltung“

Einsatz eines Gateways für den Datentransfer

Für den hier gezeigten Anwendungsfall ist es notwendig eine Schnittstelle zwischen dem EtherCAT-basiertem Lasertracker und der Profinet IRT-basierten Robotersteuerung zu schaffen. Dafür wird ein Gateway eingesetzt, welches die Messdaten des Lasertrackers im EtherCAT-Protokoll für die Siemenssteuerung in Profinet übersetzt. BECKHOFF bietet dafür verschiedene Klemmen an, welche das EtherCAT-Protokoll in Profinet und genauso in die Regenrichtung übersetzen. Optimal geeignet wäre die Klemme *EL6632*, welche eine Übertragung von EtherCAT zu Profinet IRT abbilden kann. Diese war jedoch zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung von BECKHOFF nicht lieferbar. Daher wird auf eine *EL6631* zurückgegriffen, welche lediglich EtherCAT in Profinet RT übersetzen kann und damit die Isochronität der Messdaten verliert [Bec2017]. Um dennoch Daten in einem festen Takt zu erhalten, wird ein externes Triggersignal im 8ms IPO-Takt der Steuerung an den Lasertracker gesendet, woraufhin dieser Messdaten auf den EtherCAT-Bus schreibt. Der EtherCAT-Bus taktet dabei im 1ms Takt und wird durch den Lasertracker nach dem Erhalt eines Triggersignals 8-mal mit dem identischen Messwert beschrieben. An dem Gateway liegt damit aus Sicht der Profinet RT-Seite stets ein aktueller Messwert an, der in der UCI-App im 8ms-Takt verarbeitet werden kann. Damit ist gewährleistet, dass durch die Buskommunikation lediglich ein IPO-Takt verloren geht und eine höchstmögliche Messdatenaktualität vorliegt. Das Bild 6.8 zeigt die gesamte Kommunikationskette.

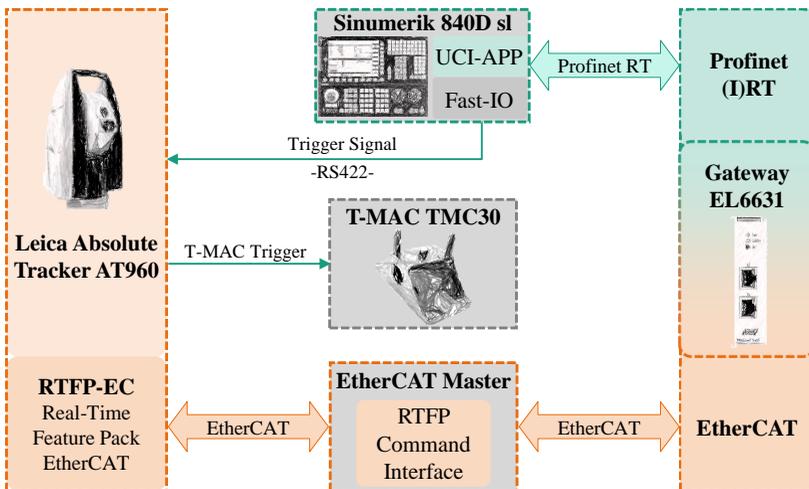


Bild 6.8: Kommunikationsschnittstellen zwischen Lasertracker und Siemens-Robotersteuerung

Im Gegensatz zum Stereo-Kameraregelkreis ist eine deterministische Verzögerung zwischen Anforderung und Erhalt eines Messwerts von 8ms einkalkulierbar. Für die Bestimmung der Gesamtlatenz für die Onlineregulierung spielen darüber hinaus noch systeminterne Berechnungen im Lasertracker und der Steuerung eine Rolle. Die Gesamtlatenz wird daher in einem Versuch ermittelt, bei dem in der NC eine Soll-Rampe mit hoher Beschleunigung programmiert und mit dem Lasertracker die gefahrene Ist-Bahn aufgezeichnet wird. Der Vergleich der

Soll- und Ist-Bahn in der UCI ermöglicht die Bestimmung der Gesamtlatenz und kann entsprechend Bild 5.17 mit einer Sollwertverzögerung über eine Totzeit zur Synchronisierung von Soll- und Istwert genutzt werden. Typische Werte liegen hier im Bereich weniger IPO-Takte.

6.4 Reglersynthese für die externe Führung in drei und sechs Freiheitsgraden

Bei der Untersuchung der Tauglichkeit des Lasertrackers als Messmittel zur externen Führung eines Industrieroboters werden aufgrund der Stärken bei einer Punktmessung zwei unterschiedliche Regelungskonzepte verwendet. Eine reine Punktmessung erlaubt den Einsatz einfacher Tripelspiegel, welche mehrfach vergleichsweise kostengünstig an dem Endeffektor installiert werden können und so den extern regelbaren Arbeitsraum erweitern. Neben der aus Kap. 5.8.1 bekannten achsbasierten Regelung in sechs Freiheitsgraden und der posebasierten, statischen Regelung aus Kap. 5.7 soll daher an dieser Stelle eine positionsbasierte Regelung in drei Freiheitsgraden vorgestellt werden.

6.4.1 Aufbau einer Positionsregelung

Eine Positionsregelung in drei Freiheitsgraden (3DoF) hat als Eingangs- und Ausgangsgröße Positionsvektoren, welche die Endeffektorposition des Roboters beschreiben. Die Ausgangsgröße – also die Istposition des Roboter-TCP im Raum – wird durch den zum TCP eingemessenen Reflektor 1 (R1, Bild 6.7) mit dem Lasertracker gemessen. Aufgrund der mangelnden Information über die Orientierung ist es nicht möglich eine kinematische Rückwärtstransformation durchzuführen und Achskorrekturwerte zu berechnen. Es wird daher lediglich eine Positionskorrektur an die Robotersteuerung übergeben. Die Interpolation und kinematische Vorwärtstransformation der Korrekturwerte wird durch die Robotersteuerung vorgenommen, sodass keine Möglichkeit der Einflussnahme auf das achsspezifische Verhalten des Roboters und die Sollwinkel vorliegt. Bild 6.9 zeigt den vereinfachten Aufbau des Positionsregelkreises.

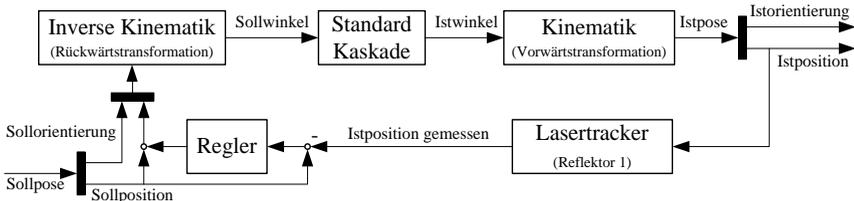


Bild 6.9: Vereinfachter Regelkreisbau für eine Positionsregelung mit Lasertracker

In der Veröffentlichung [MSK2017b] wird der mathematische Ansatz für die Positionsregelung beschrieben. Da es sich bei der Beziehung zwischen TCP und R1 um eine rein translatorische Verschiebung handelt, wird die Positionsregelung über die Position von R1 durchgeführt. Dafür werden die aktuelle Ist- und Sollposition des Reflektors entsprechend transfor-

miert. Die Istposition wird durch den zum Bauteil eingemessenen Lasertracker bestimmt und ergibt sich zu

$$\begin{bmatrix} {}^P\mathbf{r}_{R1,a} \\ 1 \end{bmatrix} = \mathbf{T}_P^{LT} \begin{bmatrix} {}^{LT}\mathbf{r}_{R1,a} \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (6.7)$$

Für die Sollposition muss zunächst die Translation ${}^{TCP}\mathbf{r}_{R1}$ des Reflektors 1 in das TCP-Koordinatensystem bestimmt werden. Dafür wird der Kalibrierkörper erneut in die Spindel eingesetzt und gemeinsam mit R1 durch den Lasertracker vermessen. Für die Zielposition ergibt sich dann

$$\begin{bmatrix} {}^P\mathbf{r}_{R1,g} \\ 1 \end{bmatrix} = \mathbf{T}_P^{TCP,g} \begin{bmatrix} {}^{TCP}\mathbf{r}_{R1} \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (6.8)$$

$\mathbf{T}_P^{TCP,g}$ ist aus dem NC-Programm bekannt und ermöglicht so die Bestimmung der Positionsabweichung als Eingang für den Regelkreis zu

$${}^P\mathbf{r}_{R1,e} = {}^P\mathbf{r}_{R1,g} - {}^P\mathbf{r}_{R1,a}. \quad (6.9)$$

Auch hier kann festgestellt werden, dass die Positionsfehler des Roboters keinen Einfluss auf die Einmessung haben und die Güte der Fehlerbestimmung ausschließlich von Einmessfehlern des Lasertrackers abhängt. Da die Präzision des Lasertrackers im Vergleich zum Stereokamerasystem sehr hoch ist, kann an dieser Stelle bereits von einem besseren Ergebnis ausgegangen werden.

6.4.2 Aufbau der achsbasierten Poseregulung

Die Regelung auf Basis der Roboterachswinkel in sechs Freiheitsgraden (6DoF) entspricht weitestgehend dem Ansatz aus Kap. 5.8.1. Insbesondere die Formeln (5.14) bis (5.17) sind allgemeingültig. Zusammengefasst aus diesen Gleichungen ergibt sich für den Achswinkelfehler

$$\boldsymbol{\varphi}_e = \mathbf{f}_R^{-1}(\mathbf{T}_P^{TCP,g}, \mathbf{p}) - \mathbf{f}_R^{-1}(\mathbf{T}_P^{TCP,a}, \mathbf{p}). \quad (6.10)$$

Die Zielpose $\mathbf{T}_P^{TCP,g}$ ist durch das NC-Programm vorgegeben. Die aktuelle Pose berechnet sich mithilfe der aus (6.3) bekannten Relation von T-Mac zu TCP zu

$$\mathbf{T}_P^{TCP,a} = \mathbf{T}_P^{LT} \mathbf{T}_{LT}^{TM,a} \left(\mathbf{T}_{TCP}^{TM} \right)^{-1}. \quad (6.11)$$

Dabei wird die aktuell gemessene Pose des T-Macs durch $\mathbf{T}_{LT}^{TM,a}$ und die bekannte Bauteileinmessung durch \mathbf{T}_P^{LT} ausgedrückt. Mit diesem Zusammenhang wird ebenfalls ein Integralregler nach dem Vorbild von (5.25) eingesetzt.

6.5 Untersuchung statischer und dynamischer Genauigkeit

Für die Evaluierung der vorgestellten Regelungskonzepte werden in der Folge verschiedene Tests vorgestellt, welche sich weitestgehend an den Leistungskenngrößen aus Kap. 2.4 orientieren.

tieren. Erweitert werden die Untersuchungen um eine Methode nach KOTHE [KOTH2018], bei der in einem würfelförmigen Volumen ein Punkteraster abgefahren wird, welches an den optimalen Arbeitsraum des Roboters für die Fräsbearbeitung angelehnt ist. Der Versuchsaufbau orientiert sich dabei an den Vorgaben aus Kap. 6.3. Um den Effekt der externen Regelung hervorzuheben, wird auf zusätzliche Genauigkeitssteigernde Strategien oder Kompensationen aus Kap. 1 verzichtet. Ebenso liegt lediglich eine Erstkalibration des Roboters vor, welche durchgeführt wurde, bevor der Roboter auf der mobilen Plattform montiert wurde. Auch wenn die Robotergenauigkeit von vielen äußeren Parametern, wie Lufttemperatur, innerer Erwärmung, Armstellungen etc. abhängt, wurde in den folgenden Untersuchungen darauf geachtet eine möglichst konstante Versuchsumgebung zu gewährleisten. Die Ergebnisse wurden in Teilen in [MSK2017b] veröffentlicht.

6.5.1 Statische Absolutgenauigkeit am Punkteraster

Die statische absolute Positioniergenauigkeit kann einerseits nach den Vorgehen in Kap. 2.4.1 bestimmt werden. Da diese Untersuchung jedoch nur eine stichprobenartige Aussage über die Absolutgenauigkeit zulässt, wird an dieser Stelle ein Verfahren nach KOTHE [Koth2018] verwendet, welches eine grafische Auswertung der Absolutgenauigkeit in einem würfelförmigen Volumen erlaubt. Dafür wird der Versuchsaufbau aus Bild 6.10 verwendet.

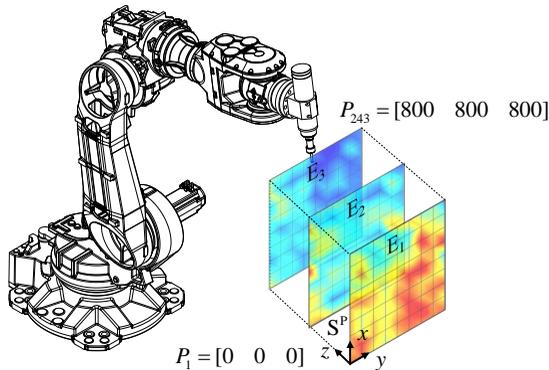


Bild 6.10: Absolutgenauigkeitsuntersuchung in einem würfelförmigen Messvolumen

Das Volumen des Würfels beträgt $800 \times 800 \times 800$ mm und ist in drei vertikale Ebenen unterteilt, in denen jeweils 9×9 Sollposen äquidistant positioniert werden. In Summe werden damit 243 Posen in einem virtuellen Bauteilsystem im typischen Arbeitsbereich des Roboters definiert, welche sequentiell angefahren werden. Dabei wird nach jedem Erreichen einer Sollpose eine kurze Wartezeit einprogrammiert, um eventuelle Schwingungseffekte abklingen zu lassen. Kurz vor der Weiterfahrt wird durch den Lasertracker LT2 eine Punktemessung durchgeführt und die Abweichung von der Sollpose berechnet. Auf ein mehrmaliges (30-faches) Anfahren jeder Sollpose, wie für AP_p in 2.4.1 gefordert, wird an dieser Stelle aus Zeitgründen verzichtet. Die Versuche werden jeweils ohne externe Führung, mit der 3DoF-Regelung und mit der 6DoF-Regelung durchgeführt.

Für die Auswertung werden die drei Ebenen pro Messreihe nebeneinander angeordnet und eine Ansicht parallel zur z -Achse des Bauteilsystems gewählt. Es werden die euklidischen Abweichungen resultierend aus der Differenz zwischen Soll- und Istposition dargestellt. An jedem Gitterpunkt befindet sich ein Messpunkt. Zwischen den Gitterpunkten wird das Ergebnis entsprechend interpoliert.

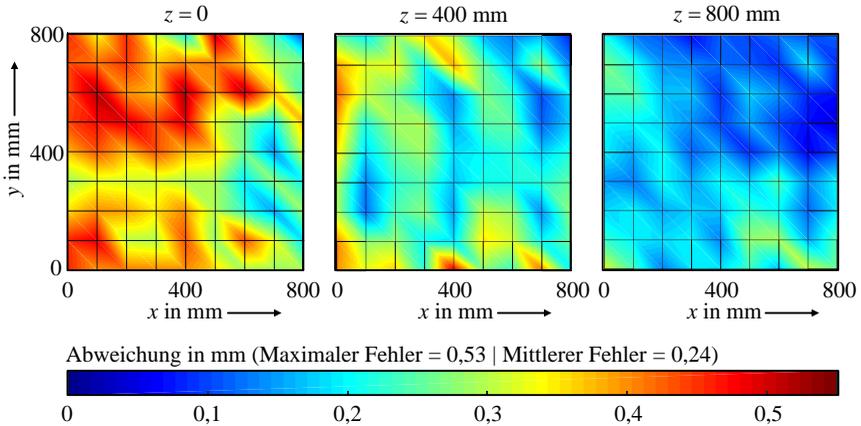


Bild 6.11: Absolutgenauigkeitsuntersuchung ohne externe Führung

Unter Berücksichtigung der Lage und Orientierung des Bauteilsystems S^P ist in Bild 6.11 ein typisches Fehlerbild der Absolutgenauigkeit erkennbar. Mit zunehmender Entfernung von der Roboterbasis nimmt auch der Absolutfehler kontinuierlich zu und erreicht bei längster Auskrägung des Roboters Spitzenwerte von 0,53 mm. Dieses Fehlerbild ist vergleichbar mit anderen unkompensierten Robotern, wie KOTHE, VON STÜRMER und KOCH in [KSK2016] gezeigt haben.

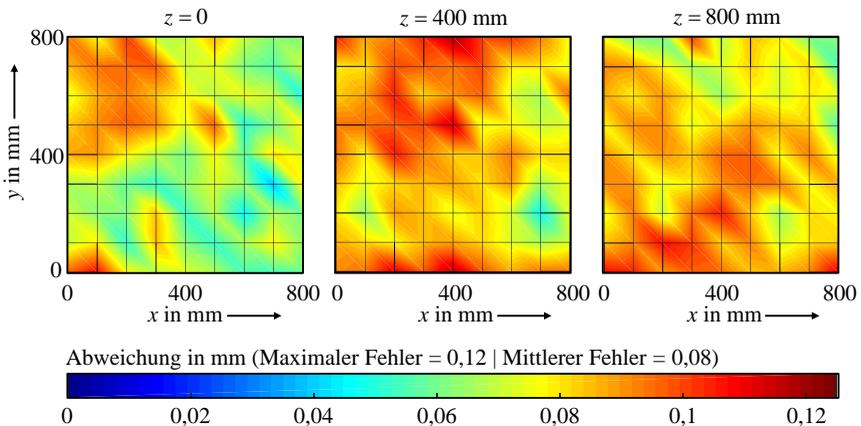


Bild 6.12: Absolutgenauigkeitsuntersuchung mit 3DoF-Regelkreis

Das Bild 6.12 zeigt das Ergebnis bei aktivierter 3DoF-Regelung durch den Lasertracker LT1 am Reflektor 1. An dieser Stelle soll darauf hingewiesen werden, dass aufgrund der um Faktoren höheren Genauigkeit mit zugeschalteter Regelung die Fehlerskala angepasst werden musste, um qualitative Merkmale zu erkennen. Die Grafik zeigt, dass ein systematischer Verlauf wie in Bild 6.11 nicht mehr gegeben ist. Das Ergebnis fällt weitestgehend homogen aus und Ausreißer sind kaum vorhanden. Daraus lässt sich schließen, dass der Positionierfehler mit dem 3DoF-Regelkreis in diesem Arbeitsraum nur in Ausnahmefällen größere Werte als 0,12mm aber auch grundsätzlich nie kleinere Werte im Bereich der Lasertrackergenauigkeit annimmt. Unter der Annahme von rein zufälligen Fehlern, welche in x - und y -Richtung jeweils normalverteilt sind, könnte an dieser Stelle eine weitere statistische Analyse des euklidischen Abstands auf Basis einer Rayleigh-Verteilung erfolgen. Da der mittlere Fehler jedoch noch weit oberhalb der Messgenauigkeit des Lasertrackers liegt, ist auch von systematischen Fehlern auszugehen, welche eine statistische Auswertung erschweren. Dieser systematische Fehler resultiert unter der Berücksichtigung von Bild 6.13 aus den nicht korrigierten Orientierungsfehlern und dem Zusammenhang nach (6.6) in einem Positionsfehler, der von dem 3DoF-Regelkreis nicht erfasst werden kann.

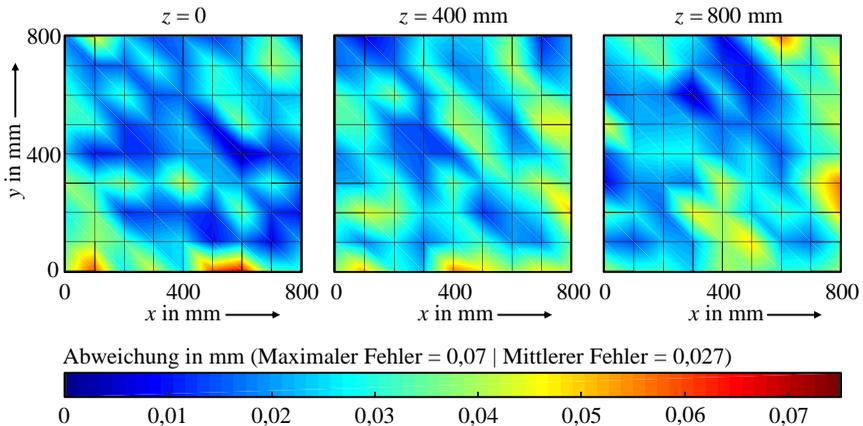


Bild 6.13: Absolutgenauigkeitsuntersuchung mit 6DoF-Regelkreis

Bei Verwendung des T-Macs als Messziel und einer achsbasierten 6DoF-Regelung wird der Orientierungsfehler berücksichtigt und das Positionierergebnis noch einmal wesentlich verbessert. Der mittlere Fehler liegt mit 0,027 mm in einem Bereich, welcher der Lasertrackermessgenauigkeit auf kurzen Distanzen entspricht, wobei nicht mehr zwischen Roboterpositionier- oder Messfehlern unterschieden werden kann. Die absolute Positioniergenauigkeit mit 6DoF-Regelkreis liegt bei diesen Ergebnissen unter der Wiederholgenauigkeit des Roboters. Daraus lässt sich schließen, dass die Stellgrößen der internen Roboterregelung durchaus in der Lage sind sehr präzise zu positionieren. Jedoch wird dies durch stochastische Effekte, wie Getriebe- oder Zahnflankenspiel, Reibeffekte oder nichtlineare Nachgiebigkeiten auf mikroskopischer Ebene verhindert, welche durch die robotereigenen Messsysteme nicht detektiert

werden können (vgl. Kap. 2.5). Mithilfe des externen 6DoF-Regelkreises ist es möglich diese Einflüsse im statischen Fall unabhängig ihres Ursprungs zu kompensieren.

6.5.2 Dynamische Bahngenaugkeit

Für die Beurteilung der dynamischen Bahnkenngrößen werden die Leistungskenngrößen nach ISO 9283 [ISO9283] aus Kap. 2.4.2 herangezogen. Im Wesentlichen wird die Bahngenaugkeit AT_p und die Bahn-Wiederholgenauigkeit RT_p untersucht. Für die Versuche wird eine Diagonalbahn durch den Würfel aus Bild 6.10 von P_1 zu P_{243} mit 3000mm/min mehrmals in der gleichen Richtung durchfahren und die Abweichungen von der Sollbahn über die Kontrollmessung mit dem Lasertracker LT2 berechnet. Um den Einfluss der Beschleunigung und Reibungseffekte beim Anfahren und Abbremsen des Roboters auszuschließen, werden die ersten und letzten 10% der Bahn bei der Beurteilung der Genauigkeiten nicht berücksichtigt.

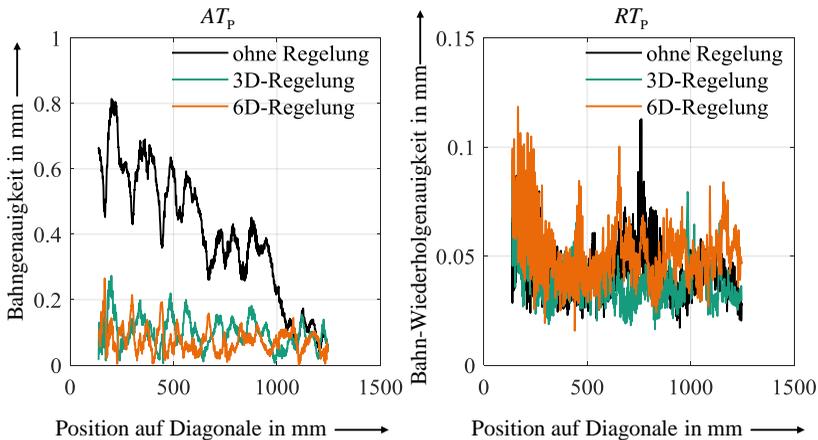


Bild 6.14: Bahngenaugkeit und Bahn-Wiederholgenauigkeit auf Diagonalbahn [MSK2017b]

Das Bild 6.14 zeigt sehr deutlich, auf welche Genauigkeitskenngrößen ein externer Lasertrackerregelkreis Einfluss hat. Die Bahngenaugkeit AT_p zeigt ohne Regelung mit der Abstandsabhängigkeit von der Roboterbasis ein ähnliches Fehlerbild, wie bei den Absolutgenauigkeitsuntersuchungen in Bild 6.11. Diese Fehler können sowohl mit der 3D- als auch mit der 6D-Regelung reduziert werden. Bei den Untersuchungen zu der Bahn-Wiederholgenauigkeit zeigen sich hingegen keine wesentlichen Unterschiede zwischen geregelten und ungeregelten Versuchen. Der verbleibende Restfehler fällt in einen dynamischen Bereich, der wegen Latenzen und Totzeiten in den Regelkreisen sowie aufgrund der limitierten Bandbreite der Roboteraktuatorik nicht ausgeregelt werden kann. Die zusammengefassten Bahnkenngrößen in Tabelle 6.1 spiegeln die Beobachtungen aus Bild 6.14 wieder.

Tabelle 6.1: Kennwerte der Diagonalbahn für 3D- und 6D-geregelte und ungeregelte Bahnfahrt

Kennwerte in mm	Bahngenauigkeit AT_p	Bahn-Wiederholgenauigkeit RT_p
Ohne Regelung	0,81	0,11
3D-Regelung	0,27	0,09
6D-Regelung	0,27	0,12

Für eine anschauliche Betrachtungsweise der Bahngenauigkeit und Bahntreue wird erneut die optionale Prüfbahn aus Bild 2.7 herangezogen. Während bei der Untersuchung des Stereo-Kamerasystems aufgrund der Sichtbarkeitsbeschränkung eine horizontale Prüfbahn sinnvoll war, ist in dieser Untersuchung die Orientierung der Prüfbahn äquivalent zu der Hauptarbeitsposition des Roboters vorzuziehen. Daher wird die Ebene der Prüfbahn nach Bild 6.15 parallel zu der x - z -Ebene des Roboterkoordinatensystems aufgespannt. In den vorangegangenen dynamischen Bahnuntersuchungen hat sich ein nur sehr geringer Unterschied zwischen 3D- und 6D-Regelung gezeigt. Aus diesem Grund werden der Übersichtlichkeit halber nur die Ergebnisse ohne Regelung und mit 6D-Regelung verglichen und analysiert. Da die Referenz nicht mit dem für die Regelung ausgewählten System erzeugt werden darf, wird ein *Leica Absolute Tracker AT901* für die Messdatengewinnung verwendet.

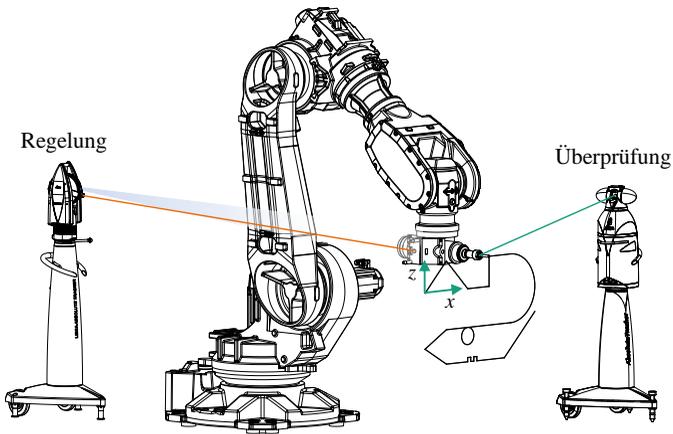


Bild 6.15: Anordnung der optionalen Prüfbahn für Versuche ohne Regelung und mit 6D-Regelung

Für eine generelle Referenz zeigt Bild 6.16 zunächst die vertikale Prüfbahn ohne externe Regelung bei einer Bahngeschwindigkeit von 3000 mm/min. Die auftretenden Fehler sind teilweise deutlich größer als bei den Stereo-Kameraversuchen in der horizontalen Ebene in Bild 5.20. Dies ist auf den unterschiedlichen Arbeitsraum und die damit verbundenen anderen Achswinkel und Armstellungen zurückzuführen. Hier kann erneut die deutliche Abhängigkeit der Genauigkeit vom untersuchten Arbeitsraum festgestellt werden.

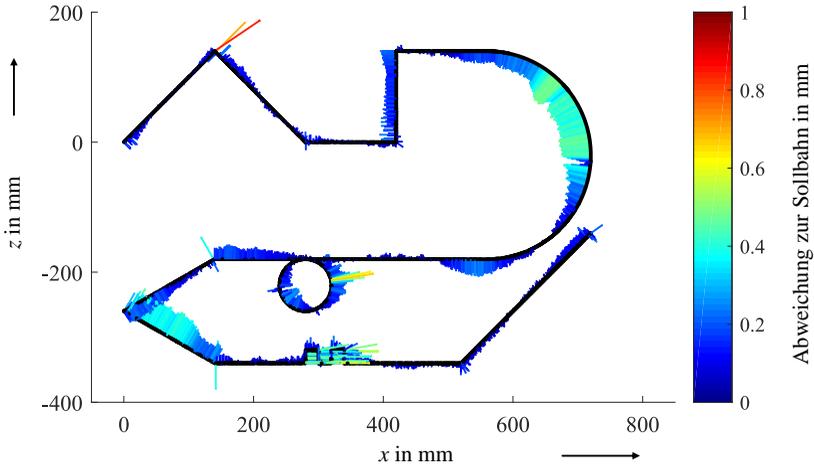


Bild 6.16: optionale Prüfbahn nach ISO 9283 ohne externe Regelung bei vertikaler Ausrichtung

Neben den erkennbaren Achsumkehrpunkten in den Kreisgeometrien ist erneut eine Stauung und konstante Abweichung auf den geraden Elementen auffällig. Eine 6D-Regelung mit einem Lasertracker kann diese konstanten Abweichungen sehr gut kompensieren, wie Bild 6.17 verdeutlicht. Insbesondere in konstanten Abschnitten ist es möglich die Bahnengenauigkeit auf das Niveau der Bahn-Wiederholgenauigkeit zu bringen. Dynamische Anteile, wie Achsumkehrpunkte oder dynamische Richtungswechsel können jedoch nach wie vor nicht komplett ausgeregelt werden und sind durch Sprünge an Wendepunkten der Prüfbahn sowie in den Kreiselementen nach wie vor erkennbar.

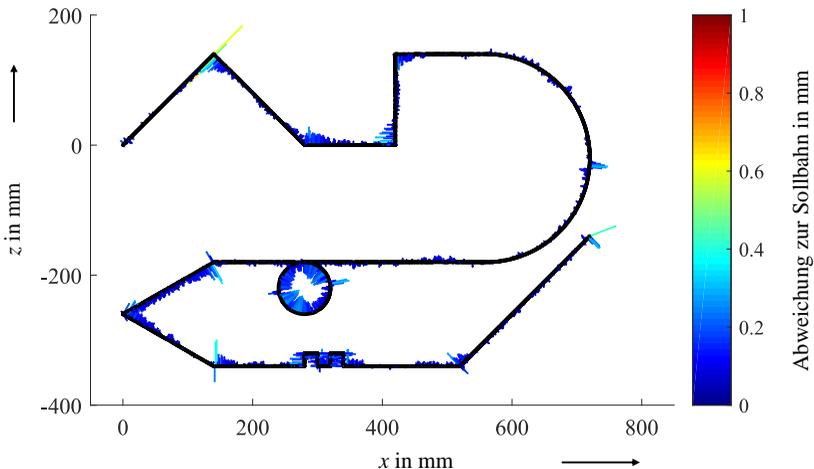


Bild 6.17: optionale Prüfbahn nach ISO 9283 mit Lasertracker-6D-Regelung

Anhand der optionalen Prüfbahnen ist gut ersichtlich in welchen Bereichen der 6D-Regelkreis zu einer Verbesserung der Bahngenaugigkeit führt und wo die Grenzen des Systems liegen. Die Ergebnisse dieser Untersuchung fließen in die Gegenüberstellung der Ergebnisse in Tabelle 6.2 ein. Im Folgenden soll die Bahngenaugigkeit unter dem Einfluss externer Störgrößen, wie extern angreifender Kräfte, Prozesskräfte und Strukturwärmmung untersucht werden.

6.6 Bahngenaugigkeitsuntersuchung unter externen Kräfteinflüssen

Für die Untersuchung der Bahngenaugigkeit unter dem Einfluss externer Kräfte werden drei unterschiedliche Versuchsreihen durchgeführt. Diese umfassen zum einen die aus Kap. 5.9 bekannte Sprungantwort auf eine plötzlich abgetrennte Last und zum anderen die Auswirkung einer konstanten Kraft während einer Prüfbahnfahrt. Abgeschlossen werden die Versuche mit der Untersuchung der Auswirkung von Fräskräften beim Nutenfräsen in einem hochfesten Schaum.

6.6.1 Sprungantwort auf einen externen Kraftsprung

Der Versuchsaufbau ähnelt weitestgehend dem Versuch aus Kap. 5.9 für das Stereo-Kamerasystem. Zu Beginn des Versuchs wird lediglich eine veränderte Grundposition des Roboters eingenommen. Achse 1 wird dafür um -90° gedreht, sodass der Arm und die Schwinde in Summe etwas weiter auskragen und der Effekt der 6D-Regelung deutlich hervorgehoben werden kann. Die Kraftwirkung erfolgt somit in y -Richtung der Roboterbasis und beträgt nach wie vor 220 N. Da die Krafttrichtung in diesem Aufbau in positive Achsrichtung verläuft, fällt die Sprungantwort in Bild 6.18 erwartungsgemäß als Negativsprung aus.

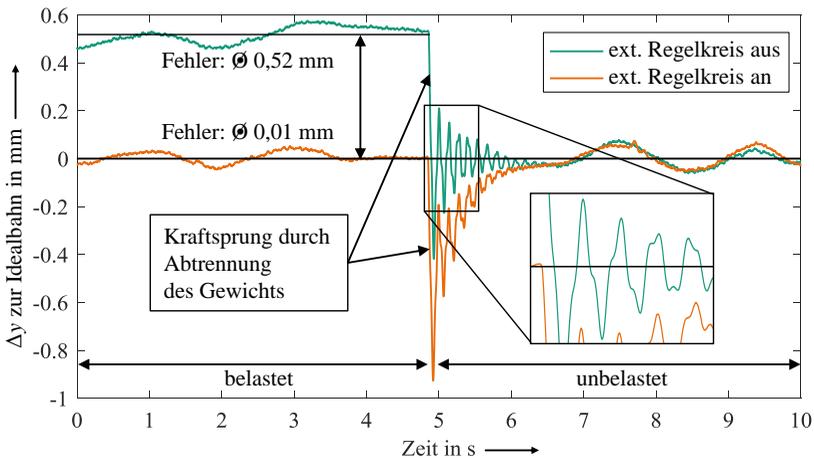


Bild 6.18: Reaktion auf Kraftsprung bei $t_1 \approx 5$ s mit und ohne 6D-Lasertrackerregelkreis [MSK2017b]

Der durchschnittliche Bahnfehler unter Last ist mit 0,52 mm sogar höher als in Kap. 5.9. Dies ist mit der größeren Auskrugung und dem damit größeren Hebel und Drehmoment auf Achse 1 zu begründen. Der Lasertrackerregelkreis kann diesen Fehler nahezu komplett eliminieren. Der Kraftsprung erfolgt bei $t_1 \approx 5$ s und regt das System in seinen Eigenfrequenzen an. In der Vergrößerung kann eine harmonische Eigenkreisfrequenz mit ca. 9 Hz erkannt werden. Diese Schwingung ist strukturbedingt und kann durch den Lasertrackerregelkreis nicht ausgeglichen werden. Nach der Abklingphase pendeln sich beide Verläufe um die Sollbahn ein. Das Ergebnis war in dieser Form zu erwarten, da der Stereo-Kameraregelkreis – abgesehen von konstanten Messfehlern – ebenso in der Lage war, den Kräfteinfluss der externen Last zu korrigieren. Der 6D-Lasertrackerregelkreis hat einen erwiesenermaßen sehr geringen durchschnittlichen Mess- und Positionierfehler und kann daher den konstanten externen Kräfteinfluss ausgleichen.

6.6.2 Fräsversuch zur Ermittlung der prozesskraftbedingten Abdrängung

Bislang wurden die Auswirkungen konstanter Kräfteinflüsse auf die Roboterkinematik untersucht. Diese dienen der Simulation konstanter Prozesskräfte, welche bei der Fräsbearbeitung auftreten. In Kap. 2.5.3 werden die dabei auftretenden Kräfte vorgestellt. Um zu untersuchen, welchen Einfluss reale Fräskräfte auf die Performance des externen Lasertracker-Regelkreises haben, wird ein Fräsprozess durchgeführt. Der Versuchsaufbau folgt dabei dem Vorbild von KOTHE, STÜRMER ET AL. aus [KSB2016] und wurde in [MSK2017b] erweitert und näher analysiert. Das Ziel ist die Bestimmung der Abdrängung des Fräseneffektors bedingt durch den Einfluss der Vorschubnormalkraft. Der resultierende geometrische Versatz der Istbahn von der Sollbahn wird besonders deutlich, wenn Nuten in gegenläufiger Richtung im Vollschnitt gefräst werden. Die Normalkräfte führen dann in dem in Bild 6.19 gewählten Szenario zu einer beidseitigen Verringerung der Stegbreite zwischen den Nuten. Aufgrund der bekannten programmierten Bahn sowie dem bekannten Werkzeugdurchmesser kann die verbleibende Stegbreite als Maß für die Abdrängung des Fräswerkzeugs herangezogen werden. Um den Effekt der Abdrängung besonders sichtbar zu machen, wird eine sehr geringe Beschleunigung gewählt, sodass der Vorschub und äquivalent die Vorschubnormalkraft kontinuierlich ansteigen. Die Stegbreite nimmt in diesem Fall zur Mitte der Nut sukzessive ab und während der Verzögerungsphase wieder zu. Das dazugehörige Geschwindigkeits- und Kraftprofil ist ebenfalls in Bild 6.19 dargestellt.

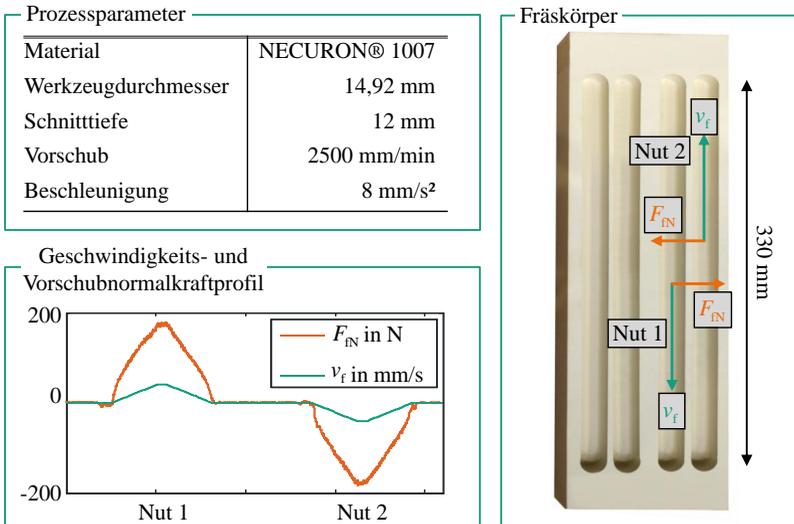


Bild 6.19: Versuchsaufbau und Prozessparameter des Nutenfräsens nach [KSB2016, MSK2017b]

Als Fräsmaterial wird NECURON® 1007 verwendet. Dabei handelt es sich um einen Polyurethan-Hartschaum, welcher für den Werkzeug- und Formenbau eingesetzt wird und sehr homogene Werkstoffeigenschaften aufweist. Dadurch sind bei gleichbleibenden Prozessparametern reproduzierbare Zerspankräfte realisierbar.

Da die Vermessung des Stegs zwischen den Nuten aufwendig ist, wird während des Fräsprozesses die Werkzeugposition durch den zweiten Lasertracker mitbestimmt. Das Messergebnis ist dann auf die Stegbreite übertragbar. Das Ergebnis ist in Bild 6.20 zu sehen. Zum Vergleich wird an dieser Stelle auch ein Versuch mit dem 3D-Regelkreis durchgeführt.

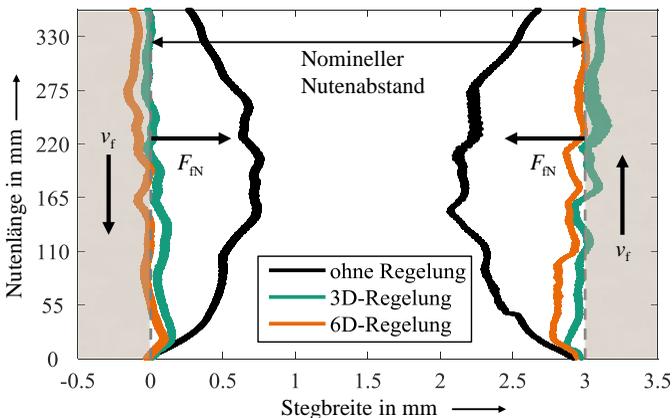


Bild 6.20: Abweichung von der Sollbahn bei einer Fräsanwendung mit und ohne externe Regelung [MSK2017b]

Die im Roboterprogramm hinterlegte Stegbreite zwischen zwei gegenläufig gefrästen Nuten beträgt 3 mm. Es ist gut ersichtlich, dass bei einem nativen Fräsprozess ohne externe Regelung eine mit der Geschwindigkeit ansteigende Vorschubnormalkraft zu einer ebenfalls zunehmenden Abdrängung führt, welche im Extremfall die Stegbreite auf unter 1,5 mm reduziert. Mit der Aktivierung der externen 3D- oder 6D-Regelung kann der programmierte Pfad weitestgehend eingehalten werden. Die maximalen Abweichungen liegen hier unter 0,2 mm und sind weitestgehend auf die dynamische Bahngenauigkeit des Roboters während der Bewegung zurückzuführen, wie bereits in Kap. 6.5.2 untersucht wurde.

Es kann an dieser Stelle als Zwischenfazit festgehalten werden, dass sowohl der externe 3D- als auch 6D-Regelkreis in der Lage ist, bei konstanten und langsam veränderlichen Prozesskräften die Bahngenauigkeit im Rahmen der dynamischen Begrenzungen der Roboterkinematik zu gewährleisten. Die Performance des externen Regelkreises wird dabei einerseits durch die Bandbreite des externen Regelkreises und andererseits vor allem durch die mechanische Bandbreite der Kinematik limitiert. Insbesondere die Sprungantwort auf einen Kraftsprung zeigt, dass Störungen im Frequenzbereich der Eigenfrequenzen des Roboters nicht korrigiert werden können. Das Limit stellt an dieser Stelle hauptsächlich der begrenzte Energieeintrag in Form begrenzter Stellmomente der Antriebe dar.

6.7 Genauigkeitsuntersuchung bei Erwärmung der Kinematik

Langanhaltende Prozesse und Bewegungsroutinen sorgen für eine dauerhafte Bestromung der Antriebe des Industrieroboters und führen aufgrund der Verlustleistung in den Motorwicklungen zu einer Erwärmung des Motors und dessen Peripherie. Die Auswirkungen und Folgen wurden bereits analytisch in Kap. 2.5.4 vorgestellt. In diesem Abschnitt wird der Einfluss von thermischen Prozessgrößen auf die MABI-Kinematik erläutert und untersucht, inwiefern ein externer 6D-Lasertrackerregelkreis genauigkeitssteigernd wirken kann. Dabei steht bei diesen Versuchen insbesondere ein praxisrelevanter Bezug im Vordergrund. Aus diesem Grund werden abweichend zu den Empfehlungen der ISO 9283 [ISO9283] und der in Kap. 2.5.4 genannten Literatur keine Dauerversuche unter Volllast durchgeführt. Stattdessen werden erneut die optionale Prüfbahn nach ISO 9283 verwendet und für Roboterfräsen typische Vorschubgeschwindigkeiten v_f gewählt. In einer zweiten Versuchsreihe wird eine erhöhte Vorschubgeschwindigkeit eingesetzt und als Bahn eine Ellipse im Raum gefahren, sodass alle Achsen des Roboters bewegt werden. Dieser Vergleichsversuch dient zur Untersuchung einer erhöhten dauerhaften Belastung durch kontinuierliche Bewegungen. Für die Analyse der Erwärmung kommt in diesen Versuchen die Thermokamera *thermoIMAGER TIM 160* von MICRO-EPSILON mit der Software *TIMConnect* zum Einsatz [Mic2010]. In der Software ist es möglich Messfelder anzulegen, in denen die Temperatur gemittelt wird. Somit kann u. a. die mittlere Erwärmung der Armelemente festgestellt werden. In der anschließenden Analyse der Messfelder wird darauf geachtet, dass Abschattungen durch Peripherie wie z. B. Schlauchpakete im Messfeld *Arm 2* bei der Berechnung der Durchschnittstemperatur berücksichtigt und entsprechend kompensiert werden.

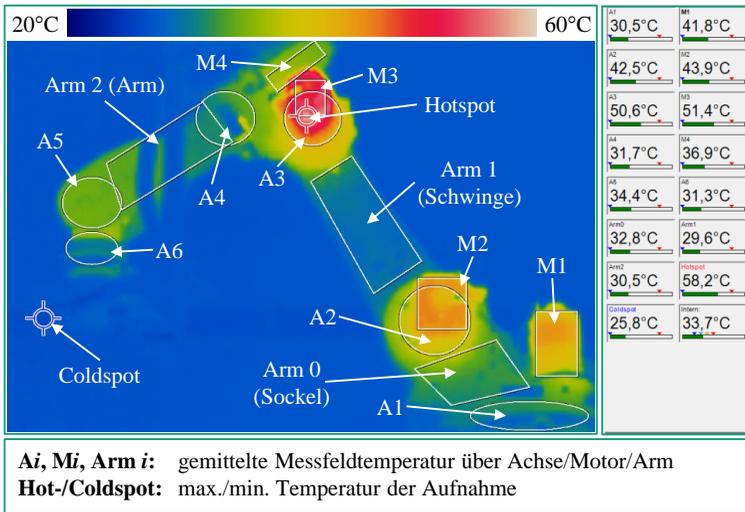


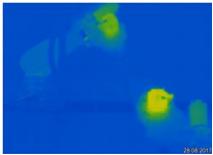
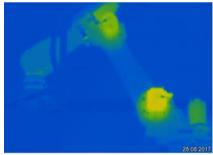
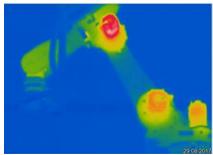
Bild 6.21: Thermografische Übersicht des IR nach Dauerlast mit Übersicht der Messfelder

Die Versuche werden im weiteren Verlauf der Arbeit mit den Abkürzungen V_1 und V_2 bezeichnet. Ein weiterer Index wird – falls nötig – für eine Stufe innerhalb des Versuchs verwendet.

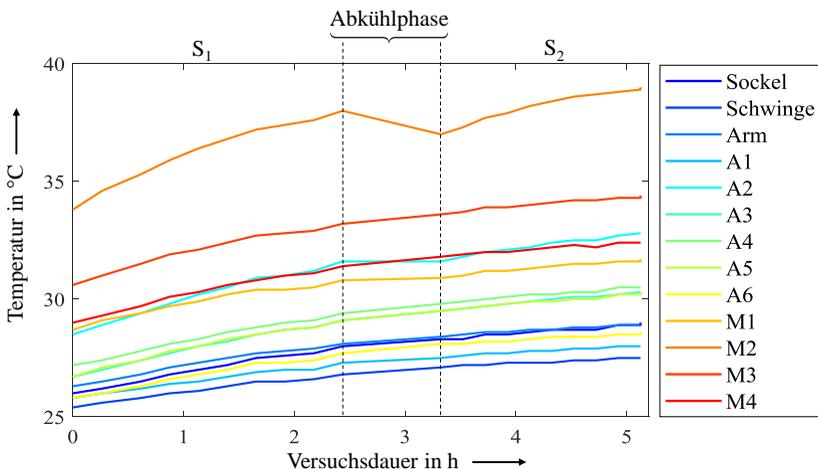
- V_1 : optionale Prüfbahn:
 - Zweistufige Erwärmung des IR durch mehrfaches Abfahren der optionalen Prüfbahn im typischen Arbeitsraum des Roboters
 - Vergleichbarkeit zu typischen Fräsprozessen ist gegeben
- V_2 : Kreisbahn:
 - Zehnstufige Erwärmung durch kontinuierliche Steigerung der Vorschubgeschwindigkeit v_f auf bis zu 50 m/min
 - Abfahren einer Ellipse im Raum, sodass alle Achsen des Roboters gleichmäßig bewegt werden

Der Roboter wird in konstanten Abständen in die Vermessungsposition verfahren, welche in Bild 6.21 erkennbar ist. Dies hat eine kurze Abkühlphase zur Folge, welche sich durch eine Stagnation in der Erwärmungskurve von Bild 6.22 und Bild 6.23 bemerkbar macht. Am Ende der Stufen $V_{1,1}$, $V_{1,2}$ und $V_{2,10}$ wurde darüber hinaus die 90°-Stellung angefahren und eine mögliche Positionsabweichung mithilfe des Lasertrackers überprüft. Zusätzlich wurde in dieser Stellung zum Ende von $V_{1,2}$ und $V_{2,10}$ der Lasertrackerregelkreis aktiviert und eine Posekorrektur durchgeführt (vgl. Kap. 6.7.1). Der verbleibende Positionsfehler wird erneut mit dem ergänzenden Lasertracker aufgezeichnet. In Tabelle 6.2 werden die Rahmenbedingungen für die einzelnen Versuche sowie Thermografieaufnahmen zum Ende der (Teil-)Versuche dargestellt.

Tabelle 6.2: Parameter der Versuchsreihen für die Erwärmung des IR

	V₁: optionale Prüfbahn		V₂: Kreisbahn		
Stufe (S)	1	2	1	bis	10
v_f in m/min	3	4	6	bis	50
Anzahl Bahnfahrten	100	100	insgesamt 1500		
Gesamtdauer in h	2,5	5	5		
Thermobild	 Hotspot: 37,9°C		 Hotspot: 40,2°C		 Hotspot: 58,3°C

Der Versuch V_1 fährt in Stufe 1 mit 3 m/min eine Vorschubgeschwindigkeit, welcher auch in anderen Roboterfräsanwendungen bei der Bearbeitung von CFK-Bauteilen üblich ist [Koth2018]. Die Erwärmung fällt in diesem Fall sehr moderat aus, sodass die Vorschubgeschwindigkeit nach 100 Prüfbahnen auf 4 m/min angehoben wurde. Zwischen den Versuchen ist eine kurze Unterbrechung, welche einen Werkzeugwechsel, das Aufspannen eines neuen Bauteils oder einen erneuten Referenzierungsvorgang simuliert. Die Abkühlung in diesem Bereich ist aufgrund der geringen Temperaturzunahme höchstens bei den exponierten Motoren signifikant. Das gesamte Erwärmungsverhalten lässt den typischen Verlauf eines thermischen Systems nur sehr schwach erkennen. Ebenso ist ein stagnierender Temperaturverlauf bis zu einer stationäre Betriebstemperatur mit diesem Versuch nicht erreichbar. Der Einfluss auf die Strukturelemente ist in diesem Fall sehr gering. Die größte Temperaturdifferenz ist im Sockel messbar und beträgt dort 3°C.

Bild 6.22: mittlere Erwärmung der Messfelder für den Versuch V_1 mit Unterteilung der beiden Stufen

Um eine gezielte Erwärmung der Kinematik und auch eine nennenswerte thermisch-begründete Abweichung des TCP von der Sollposition zu erhalten, wird mit dem Versuch V_2 eine Untersuchung durchgeführt, in welcher die Robotervorschubgeschwindigkeit in zehn Stufen von 6 m/min auf bis zu 50 m/min angehoben wird. In der Praxis kommen solche hohen Geschwindigkeiten nur bei Joint-Bewegungen und Umpositioniervorgängen vor. Für das Fräsen mit Robotern sind solche Vorschubgeschwindigkeiten nicht umsetzbar. Gleiches gilt für das Abfahren der optionalen Prüfbahn. Die dort vorgegebenen Geometrien, insbesondere rechtwinklige Ecken, können durch den Roboter bei solchen Geschwindigkeiten nicht mehr sinnvoll abgefahren werden. Daher wird eine schief im Raum liegende elliptische Bahn mit den Halbachsen $a = 462,5$ mm und $b = 424,3$ mm so in den Arbeitsraum des IR gelegt, dass alle Achsen permanent in Bewegung und die erzeugten Beschleunigungen erreichbar sind.

Für den Versuch V_2 ist die mittlere Erwärmung der zuvor beschriebenen Messfelder in Bild 6.23 zu erkennen. Die Dauer der einzelnen Stufen in dem Versuch nimmt zum Ende ab, da die Vorschubgeschwindigkeit kontinuierlich erhöht wird. Entsprechend ist auch ein charakteristischer exponentieller Anstieg nicht zu erkennen. Da der Roboter zu Beginn der Versuche bereits verfahren werden musste, um nötige Referenzierungsvorgänge durchzuführen, beginnen die Messungen in einem thermischen bereits vorbelasteten Zustand, sodass die ersten Messergebnisse bereits von der Raumtemperatur abweichen.

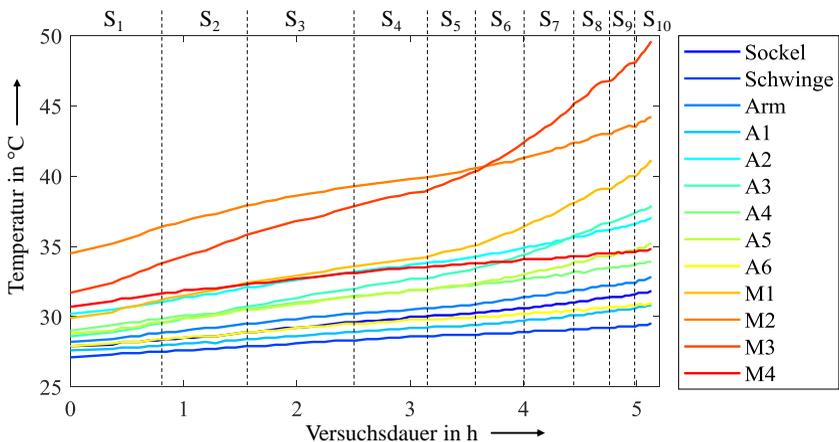


Bild 6.23: Mittlere Erwärmung der Messfelder für den Versuch V_2 mit Unterteilung der einzelnen Stufen

Wie zu erwarten, ist die Erwärmung der Motoreinheiten am größten. Die mittlere Temperatur steigt für den Motor an Achse 3 von 32°C auf 49°C und weist damit den größten Unterschied auf. Im Gegensatz dazu ist der Temperaturanstieg der Armelemente deutlich moderater. Hier ist ein Anstieg der Temperatur der Schwinge um 2,4°C zu erkennen, während der Arm einen Temperaturanstieg von 4,6°C aufweist. Dies lässt sich auch auf dem Thermografiebild aus Bild 6.21 erkennen. Durch die interne Anordnung des Motors in Achse 5 und den Hotspot des Motors in Achse 3 ist der Arm – als im Vergleich zur Schwinge kleineres Strukturelement – von Wärmequellen umgeben, die eine stärkere Erwärmung begünstigen. Aufgrund der Auslegung des Versuchs mit konstant ansteigenden Vorschubgeschwindigkeiten ist keine thermi-

sche Sättigung des Systems erkennbar. An dieser Stelle ist bemerkenswert, dass im Vergleich zu V_1 die Temperatur der Strukturelemente Sockel, Schwinge und Arm nur geringfügig angestiegen ist, obwohl die Motor- und Achstemperaturen deutlich höhere Temperaturen aufweisen sind. Die Unterschiede in den Strukturelementen liegen in einem Bereich von 1-2°C, was einmal mehr die gute Wärmeabfuhr der Motoren an die Umgebung verdeutlicht.

6.7.1 Statische Abweichung durch Erwärmung des IR

Durch die Erwärmung der Roboterkinematik kommt es zu einer thermischen Ausdehnung der Strukturkomponenten, welche zu einer Abweichung der realen Geometrien von dem kalibrierten Robotermodell führen. Die Abschätzung der dadurch resultierenden Verlagerung des TCP kann über Simulationen oder thermische Modelle erfolgen, wie sie in Kap. 2.5.4 und Kap. 2.6.2 vorgestellt wurden. An dieser Stelle wird auf eine Modellbildung verzichtet, da lediglich untersucht werden soll, welche Dimensionen diese Abweichungen unter prozessnahen Bedingungen wirklich erreichen und inwiefern der externe Lasertrackerregelkreis in der Lage ist, diese Abweichungen auszugleichen.

Für diese Untersuchung wird als Vermessungsposition die 90°-Stellung (Kanonenstellung) gewählt. Vor den Erwärmungsversuchen V_1 und V_2 wird der Roboter in diese Stellung verfahren und mit dem Lasertracker eine Messung des TCP durchgeführt. In der Folge werden die relativen Abweichungen zu dieser Initialmessung angegeben. So ist es möglich den entstehenden Fehler lediglich auf die Erwärmung zurückzuführen. Die Messungen mit und ohne externe Lasertrackerregelung werden unmittelbar nach den einzelnen Versuchen durchgeführt. Im Fall von V_1 wird darüber hinaus eine ergänzende, unregelte Messung zwischen den Stufen 1 und 2 realisiert. Die Ergebnisse sind in Bild 6.24 dargestellt und zeigen im unregelten Fall einen erkennbaren Verlauf analog zu den Erwärmungskurven.

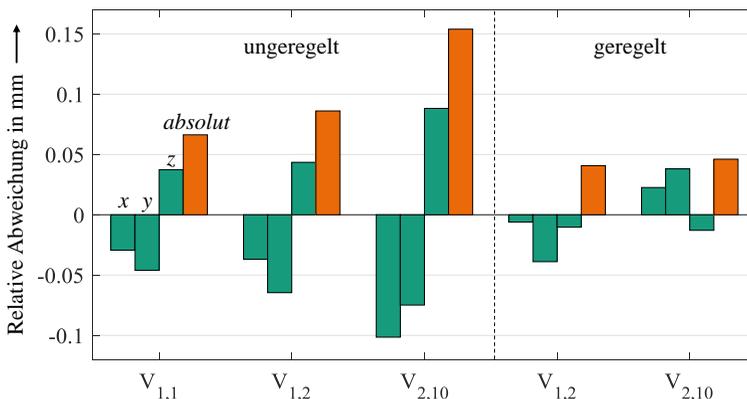


Bild 6.24: Relative Abweichung der Sollstellung nach unterschiedlichen Erwärmungsstadien

Für die Versuche ohne Regelung ist mit zunehmender Temperatur auch eine zunehmende Abweichung in den einzelnen Koordinatenrichtungen zu erkennen, was ebenfalls in einem

ansteigenden euklidischen Fehler resultiert. Dabei ist der entstehende Fehler in Bereichen fräsähnlicher Bewegungsprofile (V_1) unterhalb von 0,1 mm noch sehr moderat. Erst nach mehrstündiger Belastung durch schnelle Joint-Bewegungen (V_2) steigt der Fehler über 0,15 mm an.

Im Gegensatz dazu sind die relativen Fehler im extern geregelten Fall deutlich geringer und vor allem größtenteils temperaturunabhängig. Der euklidische Fehler liegt in beiden Fällen mit 0,04 mm in einem Bereich, welcher für diese Stellung aus Bild 6.13 bekannt ist. Das Fehlerverhalten der einzelnen Koordinaten, insbesondere der x - und y -Achse ist im Gegensatz zu den unregulierten Versuchen eher stochastischer Natur und damit auf die Messungenauigkeit der Lasertracker-Systeme zurückzuführen. Als Fazit lässt sich damit festhalten, dass die Temperatureinflüsse – insbesondere für fräsnahe Bewegungsprofile – eine untergeordnete Rolle für die Positioniergenauigkeit des IR spielen. Dennoch kann der entstehende Fehler mithilfe des externen Lasertrackerregelkreises auf das bekannte Maß reduziert werden.

6.7.2 Einfluss auf dynamische Kenngrößen

Im Folgenden wird der Einfluss der Erwärmung auf die Bahntreue des Roboters mit und ohne externen Regelkreis untersucht. Der Absolutfehler aufgrund von thermischer Ausdehnung der Armelemente des IR wird an dieser Stelle eine untergeordnete Rolle spielen, da wie in Kap. 5.8.2 beschrieben, nur ein Best-Fit der Soll- zu den Istdaten durchgeführt wird. Der Absolutfehler wird daher an dieser Stelle nicht sichtbar.

Auf eine Untersuchung des dynamischen Einflusses auf die Bahntreue einer Erwärmung nach V_1 wird an dieser Stelle verzichtet, da bereits bei den statischen Abweichungen nur ein geringer Einfluss erkennbar ist. Das Bild 6.25 zeigt daher die optionale Prüfbahn nach Beenden von $V_{2,10}$ und der Erwärmung entsprechend Bild 6.23. Rein optisch lässt sich kein signifikanter Unterschied zu der Kaltfahrt in Bild 6.16 feststellen. Für eine mathematische Analyse wird daher der Korrelationskoeffizient der euklidischen Abweichungen $e_{\text{warm/kalt}}$ von der Sollbahn über die Prüfbahn für die Kalt- und Warmfahrt ermittelt. Dieser ergibt sich zu

$$\rho(e_{\text{kalt}}, e_{\text{warm}}) := \frac{\text{Cov}(e_{\text{kalt}}, e_{\text{warm}})}{\sigma_{\text{kalt}} \sigma_{\text{warm}}}, \quad (6.12)$$

wobei $\text{Cov}(e_{\text{kalt}}, e_{\text{warm}})$ die Kovarianz angibt. Die Korrelation der Abweichungen liegt für den Fall ohne externe Regelung bei

$$\rho_{\text{ungeregelt}}(e_{\text{kalt}}, e_{\text{warm}}) = 96,58 \% . \quad (6.13)$$

Diese starke Korrelation bestätigt das optische Ergebnis, dass eine moderate Erwärmung keinen wesentlichen Einfluss auf die Bahngenauigkeit des IR hat.

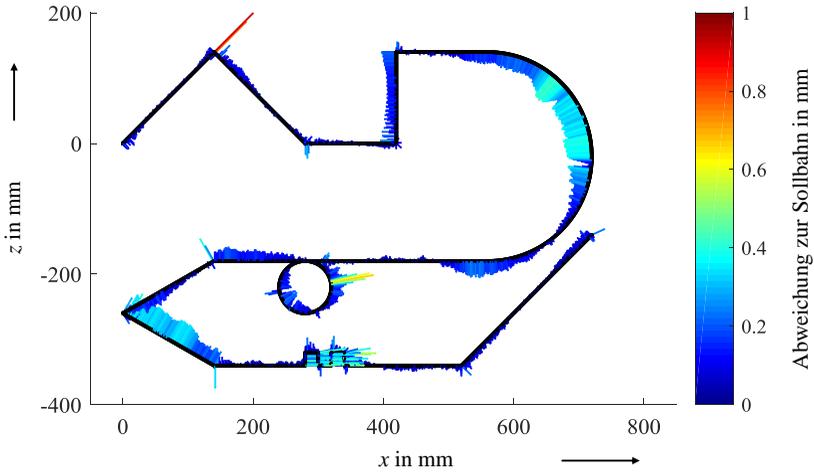


Bild 6.25: optionale Prüfbahn nach Erwärmung ohne Lasertracker-6D-Regelung

Entsprechend gering ist damit die Erwartung an ein verbessertes Ergebnis für den Lasertrackerregelkreis. Auch hier ist in Bild 6.26 kein wesentlicher Unterschied zu Bild 6.17 zu erkennen.

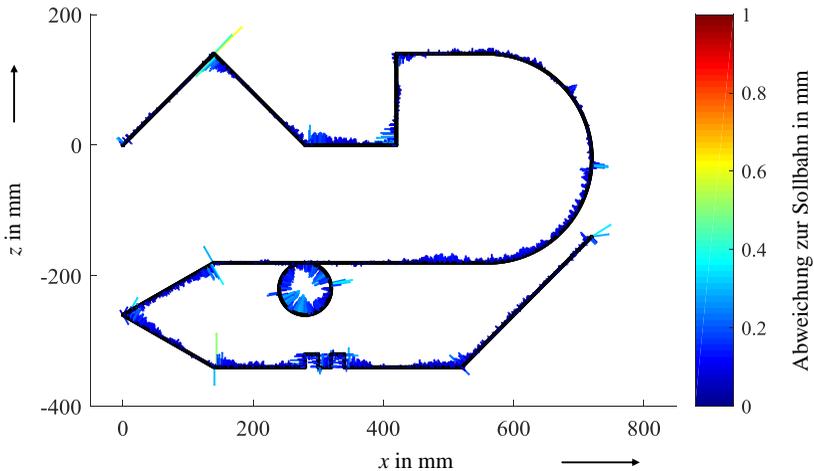


Bild 6.26: Optionale Prüfbahn nach Erwärmung mit 6DoF-Regelung

Der Korrelationskoeffizient liegt in diesem Fall bei

$$\rho_{\text{geregelt}}(\mathbf{e}_{\text{kalt}}, \mathbf{e}_{\text{warm}}) = 80,86 \% \quad . \quad (6.14)$$

Die etwas geringere Korrelation ist vor allem auf die kleineren Fehlerwerte selbst zurückzuführen. Eine kleine absolute Schwankung hat in diesen Fällen einen großen Einfluss auf die

Berechnung der Korrelation und bezieht damit das in diesen Bereichen signifikante Messrauschen des Lasertrackers mit ein. Annahmen, nach denen eine starke Erwärmung der Motoren – und damit verbunden auch der nahegelegenen Getriebe und Achslager – zu Nichtlinearitäten in dem Übertragungsverhalten von Antrieb zu TCP führen, können mit diesen Versuchen nicht bestätigt werden. Die Testbedingungen gehen dabei von einer erhöhten Alltagsbelastung des Roboters aus. Der Einfluss einer sehr starken Erwärmung durch einen mehrstündigen Betrieb des Roboters unter Volllast kann mit diesen Versuchen jedoch nicht ausgeschlossen werden. Da der Roboter so ausgewählt wurde, dass die Prozesskräfte im kleinen zweistelligen Prozentbereich der maximalen Traglast liegen, wird letztgenanntes Szenario an dieser Stelle vernachlässigt.

6.8 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Untersuchung eines kameragestützten externen Regelkreises konnte insbesondere in Bezug auf die erzielten Genauigkeiten keine in allen Belangen zufriedenstellende Lösung erzielen. Aus diesem Grund kommt der Einsatz eines präziseren Messsystems in Form des Lasertrackers in Frage. In den Untersuchungen des voranstehenden Kapitels liegt der Fokus daher insbesondere auf der Genauigkeitsanalyse des IR, wenn dieser durch einen externen Regelkreis geführt wird. Die Algorithmen unterscheiden sich dabei kaum von denen, die bei dem Kameraregelkreis eingesetzt werden und können daher mit leichten Anpassungen übernommen werden. Da neben der höheren absoluten Messgenauigkeit auch eine höhere Abtastrate gegenüber dem Kamerasystem vorliegt, konnten statische und dynamische Kennwerte nach der ISO 9283 [ISO9283] ermittelt werden. Die Ergebnisse aus Kap. 6.5 zeigen dabei sehr starke Verbesserungen gegenüber einem unregelmäßigem IR und auch gegenüber externer Regelung mit dem Stereo-Kamerasystem. Daher bietet sich eine Übertragung des Regelkreises auf prozessnahe Untersuchungen an. Dabei ist vor allem die Belastung durch eine zusätzlich auftretende Prozesskraft und eine thermische Belastung von Belang. Damit die Versuche in diesen Abschnitten Praxisrelevanz besitzen, wurde bei der Durchführung der Versuche darauf geachtet, dass Prozessparameter ähnlich denen eines Roboterfräsprozesses gewählt werden.

Die Ergebnisse zeigen dabei eine versuchsübergreifende Verbesserung und Qualitätssteigerung. Insbesondere statische Posen erreichen Genauigkeiten, die unterhalb der Wiederholgenauigkeit des Roboters liegen und bilden damit exzellente Voraussetzungen für hochpräzise, absolute Positioniervorgänge, wie diese z. B. bei Bohrungen großvolumiger Bauteile nötig sind. Darüber hinaus wurden dynamische Pfade insbesondere in Bezug auf ihre Formtreue deutlich verbessert. Fehler entlang gerader Bahnen oder Kurven mit großen Radien weisen unter Verwendung des Lasertrackerregelkreises Dimensionen im Bereich der Lasertrackergenauigkeit auf. Dies ermöglicht prinzipiell die präzise Fertigung von Großbauteilen in den Toleranzbereichen, die von der Luftfahrtindustrie gefordert werden.

Die Grenzen des Systems sind auch bei dem Lasertrackerregelkreis in höherdynamischen Anwendungen zu finden. Insbesondere schnelle Richtungswechsel am Beispiel der optionalen Prüfbahn führen zum Überschwingen und zu Ausreißen an den Eckpunkten. Auch bei plötzlichen Lastwechseln, wie dem Eintauchen des Fräsers in ein Werkstück (simuliert in Kap. 6.6.1 mit einem Kraftsprung), wird der Roboter in seiner Eigenfrequenz angeregt, ohne

dass der externe Regelkreis kompensierend wirken kann. Diese dynamischen Fehler sind vorwiegend durch drei Tatsachen begründet. Zunächst ist durch die Wahl eines Integralreglers die Dynamik und Bandbreite des externen Reglers begrenzt, sodass auf sehr hochfrequente Änderungen nur mit kleinen Stellgrößen reagiert wird. Inwiefern diese jedoch überhaupt umgesetzt werden könnten, liegt im nächsten Punkt begründet. Ein Kraftsprung oder sehr plötzliche Richtungswechsel regen die Roboterkinematik in ihren Eigenfrequenzen und damit in Bereichen an, die durch die verfügbare Motorbandbreite und aufzubringenden Momente nicht kompensiert werden können. Das führt dazu, dass selbst wenn kompensatorische Maßnahmen durch die Motorregelung oder im Speziellen durch die externe Regelung ausgeführt werden sollen, diese aufgrund der begrenzten Motorleistung und -dynamik nicht umgesetzt werden können. Der letzte Aspekt ist ein steuerungsseitiges Problem. Aufgrund des Konflikts des externen Regelkreises mit der vorgesteuerten Reibkompensation muss in diesen Untersuchungen auf die Reibkompensation verzichtet werden. Dies führt zu einer Verringerung der Bahnqualität insbesondere bei Umkehrpunkten in den Achsbewegungen und ist ein Hauptgrund für das Verhalten des IR bei Richtungswechseln und damit Achsumkehrbewegungen. Leider war dieser Konflikt mit der vorliegenden Steuerungsarchitektur an dieser Stelle nicht lösbar.

Die erhöhte Genauigkeit wird in diesem Anwendungsfall durch eine erneute Einschränkung des möglichen Bewegungsraums des IR erkauft. Für die hier im Fokus stehenden großflächigen Bauteile ist dies weniger von Relevanz. Jedoch führen komplexe Pfadgeometrien mit vielen Umorientierungen des Endeffektors zu einem Sichtbarkeitsproblem zwischen dem T-Mac und dem Lasertracker. Reduziert werden kann dieses Problem durch die Verwendung des 3D-Regelkreises und der Anbringung mehrerer Spiegel oder eines sogenannten *active targets*, wie dieses u. a. von der FIRMA AUTOMATED PRECISION INC. angeboten wird [Aut2016]. Es führt den Reflektor automatisch nach und sorgt stets für eine Ausrichtung des Reflektors zum Lasertracker. Dadurch kann der Arbeitsbereich des lasertrackergeführten IR deutlich erweitert werden. Erkauft werden der zusätzliche Arbeitsraum und die erhöhte Genauigkeit gegenüber einem Standardroboter und auch gegenüber einem kamerageführten Roboter durch den deutlich höheren Anschaffungspreis der benötigten Peripherie. Derzeitige Lasertrackersysteme mit einer 6D-Posemessung kosten ein Vielfaches des eigentlichen IR und sind daher nur für Spezialanwendungen sinnvoll. Interessant wird der Einsatz des Lasertrackerregelkreises aber vor allem dann, wenn Lasertracker bereits in der Fertigung vorhanden sind, um zum Beispiel einen Roboter zu kalibrieren oder Großbauteile einzumessen. Während des Bearbeitungsvorgangs werden Lasertracker in der Regel nicht benötigt und können daher für die externe Regelung eingesetzt werden. Die zusätzlichen Kosten für Spiegel oder einen T-Mac sind dann überschaubar.

Als generelles Fazit lässt sich festhalten, dass der Einsatz eines externen Poseregelkreises mit einem Lasertracker einen deutlichen Qualitätsgewinn vor allem dann darstellt, wenn ein großes Arbeitsvolumen abgebildet werden muss und die Toleranzvorgaben sehr hoch sind.

7 Analyse und Vergleich der Messsysteme

Der Einsatz zusätzlicher Messtechnik im und am Roboter wurde in den Kapiteln 1, 1 und 1 beleuchtet und die erzielten Effekte anhand von Leistungs- und Genauigkeitskennwerten aus der ISO 9283 [ISO9283] quantifiziert. Es konnte dabei gezeigt werden, dass jedes Messprinzip grundsätzlich zu qualitativen Verbesserungen der Robotergenauigkeit führt. Die Verbesserungen sind jedoch teilweise an gewisse Restriktionen und Randbedingungen geknüpft. Dieses Kapitel soll daher die Messsysteme untereinander und bezüglich der kompensierbaren Fehler miteinander vergleichen. Ferner wird eine Übersicht der zu erwartenden Kosten bei einer industriellen Umsetzung erstellt und die Wirtschaftlichkeit bei einer potentiellen Umsetzung in der Luftfahrtindustrie untersucht.

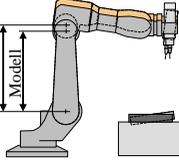
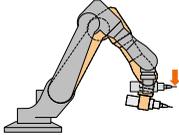
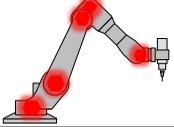
7.1 Untersuchung der kompensierbaren Fehlereinflüsse

In Kap. 2.5 wurde ausführlich dargestellt, welche internen und externen Einflussfaktoren auf Industrieroboter einwirken und die Genauigkeit des Systems beeinflussen. Je nach Art der Fehlerursache treten Einschränkungen bezüglich der maximal erreichbaren Pose- oder Bahnengenauigkeit auf. Da die Wirkungsweise der drei untersuchten Messsysteme stark variiert, was insbesondere für den Vergleich der direkten Messsysteme mit dem Stereo-Kamerasystem und dem Lasertracker gilt, unterscheiden sich auch die kompensierbaren Fehler. Diese sind in Anlehnung an Kap. 2.5.5 in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

Bei den **steuerungstechnischen Einflüssen** muss zwischen Kalibrations- und Einmessfehlern und dynamischen Regelungsfehlern unterschieden werden. Insbesondere bei ersteren können das Kamera- und Lasertrackersystem ihre Stärken ausspielen. Alle Absolutpositionierfehler, welche durch fehlerhafte Modellbildung oder Tool-Einmessfehler entstehen, können ausgeglichen werden. Das direkte Messsystem hat an dieser Stelle keinen Einfluss. Anders sieht es bei dynamischen Fehlern aus, welche direkt auf die Bahnplanung und interne Regelungsparameter in der Steuerung zurückzuführen sind. Hier ist mit der Erweiterung des Regelungsprinzips auf Basis der DMS eine Verbesserung der Bahnengenauigkeit in den Kreisformtests messbar. Hier weisen die externen Messsysteme Schwächen auf und können bei dynamischen Richtungsänderungen sogar zu einer Verschlechterung der Bahntreue führen, was sich durch Überschwingverhalten bemerkbar macht.

Die **Elastizitäten im Prozess** und die Nachgiebigkeiten der Struktur und Gelenke stellen einen wesentlichen Einflussfaktor auf die Robotergenauigkeit dar. Das direkte Messsystem konnte in statischen Belastungsfällen die Steifigkeit, insbesondere der drei Hauptachsen, signifikant erhöhen. Gleiches gilt für den Lasertrackerregelkreis, mit welchem auch im Fräsprozess hohe Genauigkeiten erreicht werden konnten. Lediglich die unmittelbare Reaktion auf einen Kraftsprung ist, wie auch beim Kamerasystem, aufgrund angeregter, hochdynamischer Strukturschwingungen kaum kompensierbar. Diese konnten wiederum mithilfe der direkten Messsysteme und der steuerungsseitigen, aktiven Schwingungsdämpfung reduziert werden.

Tabelle 7.1: Unterscheidung der kompensierbaren Fehler nach Messsystem

		DMS	Stereo-Kamera	Lasertracker
Steuerungstechnische Einflüsse				
Tool-/Bauteileinmessung				
Kalibrationsfehler				
dynamische Fehler				
Elastizitäten im Prozess				
statisch				
dynamisch				
Mechanik- und Getriebeeinflüsse				
Umkehreffekte				
Reibung				
Umgebungs- und Wärmeeinflüsse				
thermische Verformung				
Montage				
Genauigkeitssteigerung gegenüber Standardroboter:				

Mechanik- und Getriebeeinflüsse treten insbesondere während der Bewegung und beim Wechsel der Drehrichtung auf. Eine Reaktion aller Messsysteme auf die Umkehreffekte ist dabei nur in geringem Maße möglich, da diese Effekte teils auf mikroskopischer Ebene im Getriebe stattfinden und durch außenstehende Systeme nicht beeinflussbar sind. Im Fall von Reibeffekten kann jedoch durch eine geeignete Vorsteuerung auf Basis der direkten Messsysteme eine Verbesserung der Bahntreue in Umkehrsituationen erreicht werden.

Eine Reaktion auf **Umgebungs- und Wärmeeinflüsse** ist mit direkten Messsystemen nicht möglich, da die thermische Verformung nicht detektiert werden kann. Im schlimmsten Fall verändern sich durch thermische Ausdehnung die Achsradien und führen zu fehlerhaften Winkelmessungen der DMS. Dass dies und der Einfluss auf die Genauigkeit jedoch sehr gering sind, konnte auch anhand der Thermografieuntersuchungen in Kap. 6.7 gezeigt werden. Der Absolutfehler durch eine Erwärmung der Kinematik nimmt Fehlerwerte an, die durch das Stereo-Kamerasystem kaum zu detektieren sind und daher auch nicht korrigiert werden können. Der Lasertracker hingegen ist in der Lage auch diesen geringen Fehler auszuregeln.

Die einzelnen Fehlereinflüsse wirken sich zumeist direkt auf spezifische Genauigkeitskennwerte aus. So wird ein Kalibrationsfehler stets die Pose-Absolutgenauigkeit betreffen, nicht jedoch die Wiederholgenauigkeit. Die Genauigkeitssteigerungen, die unter dem Einsatz zusätzlicher Messsysteme zu erwarten sind, zeigt Tabelle 7.2.

Tabelle 7.2: Genauigkeitssteigerung je Messsystem im Vergleich zu einem Standard-6-Achs-Roboter

	Stereo-		
	DMS	Kamera	Lasertracker
Posekenngrößen			
Absolutgenauigkeit AP_p			
Wiederholgenauigkeit RP_1			
Drift			
Bahnkenngrößen			
Absolutgenauigkeit AT			
Wiederholgenauigkeit RT			

Genauigkeitssteigerung gegenüber Standardroboter:

: hoch : mittel : gering : schlechter

Die Genauigkeitskennwerte sind an Kap. 2.4 angelehnt, wobei die statische Nachgiebigkeit nicht betrachtet wird, da diese bereits in Tabelle 7.1 in Form von Elastizitäten berücksichtigt wurde. Die durch direkte Messsysteme erzielten Genauigkeitssteigerungen betreffen vor allem die Pose-Wiederholgenauigkeit (Kap. 4.4.1) und die Bahnngenauigkeiten (Kap. 4.4.2). Dabei wird auch die virtuelle Versteifung berücksichtigt, welche bei Fräsbahnfahrten zu einer geringeren Abdrängung des Werkzeugs führt. Der Einfluss auf Pose-Absolutgenauigkeit und Driftkennkrößen ist eher marginal. Das Stereo-Kamerasystem eignet sich vor allem für eine Steigerung der Pose-Absolutgenauigkeit, falls diese in einem Bereich um 0,1 mm ausreichend ist. Die Grenzen der systembedingten Auflösung verhindern bessere Ergebnisse und führen sogar zu einer Verschlechterung der Pose-Wiederholgenauigkeit im Vergleich zu einem Standardroboter (Kap. 5.7). Für eine weitere Leistungssteigerung wird das Lasertracker-System benötigt. Hier konnte eine durchgängige Verbesserung der Pose-Absolut- und Wiederholgenauigkeit erzielt (Kap. 6.5.1) und auch temperaturbedingte Drift eingegrenzt werden (Kap. 6.7.1). Die Bahnkenngrößen werden in Bereichen konstanter Geschwindigkeit und Richtung ebenfalls verbessert. Einzig schnelle Orientierungswechsel und Beschleunigungsvorgänge führen aufgrund der Latenzen in der Messwertberechnung und Datenübertragung zu ungewolltem Überschwingverhalten (Kap. 6.5.2). Abschließend lassen sich zwei Dinge festhalten:

1. Der Lasertracker kann aufgrund des ähnlichen Mess- und Regelungsprinzips alle Bereiche des Stereo-Kamerasystems abdecken und ist aufgrund der höheren Messfrequenz und Messgenauigkeit aus Sicht der maximal erreichbaren Genauigkeit die bessere Wahl.
2. Alle Fehlereinflüsse bei denen die externen Messsysteme Schwächen zeigen, können durch das direkte Messsystem abgedeckt werden. Eine Kombination aus direktem Messsystem und Lasertrackerregelkreis stellt hierbei das theoretische Optimum dar.

In der Praxis ist die Umsetzung der genannten Punkte hingegen weiteren Restriktionen unterworfen. In erster Linie ist die Abwägung der Verwendung einer Stereo-Kamera im Vergleich

zu einem Lasertracker eine Frage der zur Verfügung stehenden Investitionsmittel (siehe auch Kap. 7.2). Des Weiteren muss bei der parallelen Regelung mit direktem und externem Messsystem darauf geachtet werden, dass sich beide Systeme nicht gegenseitig beeinflussen oder sogar als Fehlerquelle identifizieren.

7.2 Betrachtung hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit

Wie EHM [Ehm2016] zurecht anmerkt, ist mit dem Einsatz zusätzlicher Messtechnik stets auch ein höherer Anschaffungspreis im Vergleich zu Standardrobotern verbunden. Es bietet sich daher an ein Ranking zu erstellen, welches den Performancegewinn den zusätzlichen Investitionen gegenüberstellt. In die Performance fließt dabei neben der maximal erreichbaren Genauigkeit auch die Erweiterung des Arbeitsraums und die Flexibilität des Systems ein. Da die Performance keine messbaren Werte liefert, beruht diese auf den Einschätzungen des Verfassers.

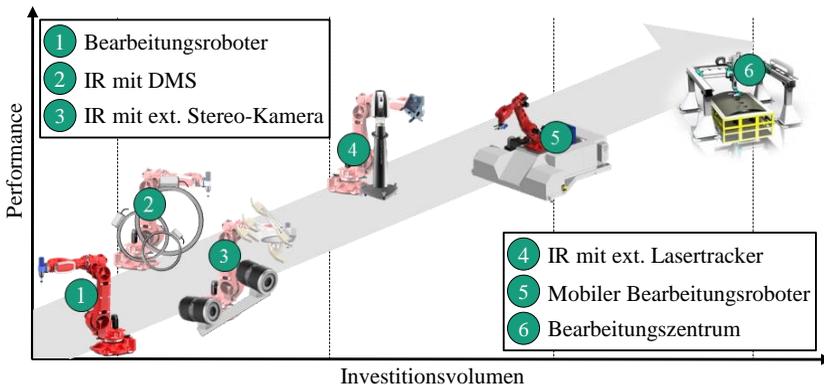


Bild 7.1: Schematischer Vergleich der Gesamtsysteme in Anlehnung an [Hin2014]

Verglichen werden in Bild 7.1 sechs Systeme, welche potentiell für Bearbeitungsaufgaben von Flugzeuggroßstrukturen denkbar sind und von denen die Systeme 2, 3 und 4 in dieser Arbeit behandelt werden. In der Darstellung werden das Investitionsvolumen und die Performance qualitativ dargestellt.

An erster Stelle als günstigste Möglichkeit steht der Standardindustrieroboter inklusive Werkzeugspindel, wie er auch am Markt erhältlich ist. Je nach Traglast, Reichweite und Spindel-leistung liegen übliche Listenpreise im Bereich von 75 k€ bis 125 k€. Sondermaschinen mit Schwerlastrobotern für spezielle Bearbeitungsaufgaben, wie Titanbearbeitung, erreichen auch hohe sechsstelligen Beträge und werden an dieser Stelle ausgeklammert [Kni2017]. Aufgrund der geringen Absolutgenauigkeit und Reichweite fällt die hier zugrunde gelegte Performance von Standardrobotern verhältnismäßig klein aus. Die Anwendung liegt eher im Bereich der wiederholbaren Teilefertigung von Bauteilen, die den Arbeitsbereich des Roboters nicht überschreiten und deren Festigkeiten und Toleranzen moderat ausfallen.

Für eine Steigerung der Genauigkeit des Roboters wurde in dieser Arbeit in Kap. 1 der Einsatz direkter Messsysteme vorgestellt. Die Nachrüstung und Anschaffung zusätzlicher Messsysteme sowie die Einbindung in eine kompatible CNC-Steuerung liegt in einem Bereich von 30 k€ bis 50 k€⁶. Absolut gesehen ist der Preisanstieg bereits erheblich. Jedoch wird die Performance bezüglich der Genauigkeit enorm gesteigert, wie diese Arbeit zeigen konnte. Je nach Anwendungsfall kann dieses System in direkte Konkurrenz zu Werkzeugmaschinen treten, welche in der Regel noch um ein vielfaches teurer sind. Bezüglich Großbauteilbearbeitung gilt nach wie vor die Einschränkung eines begrenzten Arbeitsraums, sofern nicht auf zusätzliche Linearachsen zurückgegriffen wird.

Als drittes System kann das Stereo-Kamerasystem im Vergleich zu den konkurrierenden Ansätzen nur bedingt überzeugen. Wie bereits die Genauigkeitsanalyse und der Vergleich hinsichtlich der ausgleichbaren Fehler in Kap. 7.1 gezeigt hat, liegt die einzige Stärke in der Steigerung der Absolutgenauigkeit des Robotersystems. Aufgrund der Einschränkung bezüglich der durchgehend sicherzustellenden Sichtbarkeit der Messmarken wird das Arbeitsvolumen weiter limitiert und lässt als sinnvolles Bearbeitungsszenario ausschließlich flächige Bauteile zu, bei denen keine großen Umorientierungen des Endeffektors erforderlich sind und die statische Pose-Absolutgenauigkeit ausschlaggebend ist. Dies ist im Fall von Bohr-Anwendungen mit Bohr-Vorschubeinheiten an großen Schalenelementen denkbar. Der Anschaffungspreis und die Integration in eine kompatible Steuerung sowie die Auslegung und Fertigung eines geeigneten Messmarkenhalters kann mit 80 k€ bis 100 k€ abgeschätzt werden und verdoppelt damit in etwa den Anschaffungspreis eines Standardroboters.

Eine weitere Steigerung der Genauigkeit und damit der Performance kann durch den externen Lasertracker-Regelkreis erzielt werden. Für dynamische Anwendungen muss zudem ein dynamisch messender Lasertracker genutzt werden [Hex2013]. Soll die Regelung in 6DoF durchgeführt werden, wird zusätzlich ein *T-Mac* benötigt. Der Anschaffungspreis der Messtechnik liegt dann in einem Bereich um 250 k€, wobei der Roboter noch nicht mit inbegriffen ist. Finanziell attraktiv wird der Einsatz des Lasertrackerregelkreises, wenn für Referenzierungsaufgaben in der Produktion, wie z. B. die Bauteileinmessung, bereits auf Lasertracker-Technologie zurückgegriffen wird. Die Messsysteme werden in diesem Produktionsumfeld während der Bearbeitung nicht genutzt und stehen daher für Regelungsaufgaben zur Verfügung. Hinsichtlich des Arbeitsraums unterliegt der Lasertrackerregelkreis ähnlichen Restriktionen wie das Stereo-Kamerasystem. Die Flexibilität kann auf Kosten höherer Investitionen erweitert werden, indem mehrere Lasertracker und/oder *T-Mac* gleichzeitig eingesetzt werden und der jeweils optimal positionierte Lasertracker die Regelung übernimmt.

Soll zudem der Arbeitsraum erweitert werden, kommen mobile Bearbeitungseinheiten in Frage. Diese liegen preislich aufgrund der zusätzlichen Bewegungsplattform, Sicherheitstechnik und lokalen Absaugung in einem Bereich von 500 k€ bis 1 Mio. €. Dabei wird lediglich der Arbeitsraum des Roboters erweitert, nicht jedoch die Genauigkeit gesteigert. Ergänzend kommt hinzu, dass die Positioniergenauigkeit der Bewegungsplattform nicht ausreicht, um den Bearbeitungsroboter ausreichend präzise zu dem Bauteil zu positionieren. Daher werden

⁶ Es handelt sich hierbei um überschlagene Kosten für die Anschaffung. Die Kosten für Inbetriebnahme, Personal, Vertrieb etc. werden hierbei nicht berücksichtigt.

zusätzlich die oftmals optische Einmessung des Roboters zum Bauteil und somit weitere Investitionen notwendig.

Als derzeit hauptsächlich eingesetztes Mittel für die Flugzeuggroßstrukturbearbeitung sind Portal- oder Fahrständermaschinen Roboteranwendungen bezüglich der Performance überlegen, benötigen jedoch auch die höchsten Investitionen. Die hohe Steifigkeit und Genauigkeit führt zu guten Bearbeitungsergebnissen im gesamten Arbeitsbereich. Erkauft wird die hohe Performance durch hohe Anschaffungskosten, die Notwendigkeit von Schwerlastfundamenten und einem großen Platzbedarf. Hinzu kommt eine maßgebliche Einschränkung der Flexibilität hinsichtlich möglicher Bauteilgrößenvarianz oder Parallelbearbeitung. Für neuartige, größere Bauteile ist eine komplette Neuanschaffung notwendig und aufgrund des Maschinenkonzepts ein zweiter paralleler Bearbeitungskopf nur schwer integrierbar.

Die vorangegangene Analyse kann den Eindruck hinterlassen, dass eine hohe Bearbeitungsgenauigkeit in großen Arbeitsvolumen nur durch letztgenannte Großmaschinen erreicht wird und der Anwender keine andere Wahl hat, als die hohen Investitionen zu tätigen. Dabei sollte jedoch beachtet werden, dass in diesem Vergleich die Einzelsysteme vorgestellt und miteinander verglichen wurden. Unter dem Gesichtspunkt einer Kombination der Einzeltechnologien kann durchaus ein System entwickelt werden, welches den derzeitigen Maschinenkonzepten überlegen ist. Denkbar ist dabei eine Kombination der direkten Messsysteme (2) mit dem Lasertrackerregelkreis (4) und einer mobilen Bewegungsplattform (5). In Summe kann dabei, selbst für den Fall, dass keine Lasertracker für bisherigen Referenzierungskonzepte verfügbar sind, mit einem Gesamtinvestitionsvolumen im hohen sechsstelligen Bereich gerechnet werden. Dabei sind Kosten für die Integration und das Engineering noch nicht berücksichtigt. Somit ist die Investition immer noch geringer als die angenommenen Werkzeugmaschinenkosten. Eine Anschaffung von zwei parallelen Systemen ist somit realistisch und würde durch die dann mögliche Parallelbearbeitung die in der Flugzeugindustrie dringend erforderliche Produktionssteigerung bewirken, ohne zusätzliche Hallenflächen zu benötigen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Der steigende Automatisierungsbedarf in der Luftfahrtindustrie aufgrund zunehmender Produktionsengpässe betrifft neben der Endmontage insbesondere auch die Bearbeitung von Flugzeugstrukturbauteilen. Die derzeit genutzten CNC-Bearbeitungsmaschinen können die Produktionsraten ohne Neuinvestitionen und Erweiterung des Maschinenparks nicht weiter steigern. Aufgrund des gleichzeitig begrenzten Platzangebots in den Fertigungshallen strebt die Luftfahrtbranche neuartige, flexible Fertigungskonzepte an, bei denen auch roboterbasierte Bearbeitungsstrategien im Fokus stehen.

Da 6-Achs-Industrieroboter primär für wiederholbare Handhabungsaufgaben und Anwendungen mit geringen Prozesskräften ausgelegt sind, bedarf der Einsatz des Roboters als Bearbeitungsmaschine weitreichender Untersuchungen. Ziel dieser Arbeit war die Untersuchung unterschiedlicher zusätzlich eingesetzter Messsysteme zur Steigerung der Roboter Genauigkeit.

Um einen qualitativen Vergleich zu einem unkompenzierten Roboter und zwischen den Systemen zu erhalten, wurden zu Beginn verschiedene normrelevante Leistungskenngrößen vorgestellt, welche Benchmarkwerte erreichbarer Genauigkeitsuntersuchungen liefern können. Eine grundsätzliche Unterscheidung wird hier zwischen Pose- und Bahnkenngrößen getroffen. Für kontinuierliche Bearbeitungsvorgänge wie die fräsende Umrissbearbeitung von Großbauteilen als potentieller Anwendungsfall sind sowohl die Posegenauigkeit als auch die Bahnengenauigkeit von erheblicher Bedeutung. Daher wurde im Anschluss untersucht, welche Einflussfaktoren auf die unterschiedlichen Genauigkeitskenngrößen roboterspezifisch existieren und wie sich potentielle mechanische, prozesstechnische, steuerungstechnische oder umgebungsbedingte Fehlerquellen auswirken. Die Analyse unterschiedlicher, bereits eingesetzter Kompensationsstrategien hat gezeigt, dass dort eine Fehlerkompensation nur in Grenzen möglich ist, da Einflüsse, wie Umkehreffekte der Achsen oder Kalibrations- und Einmessfehler nicht ausreichend modellierbar oder überhaupt detektierbar sind. Aus diesen Erkenntnissen wurde die Systementwicklung eines hochgenauen Industrieroboters auf Basis zusätzlicher Messsysteme vorgestellt.

Unterschieden wird zwischen dem Einsatz interner, in den Roboter eingebrachter, und externer, von außen beobachtender Messtechnik. Als interne Messtechnik wurden Winkelmesssysteme vorgestellt, welche auf der Achsabtriebsseite eines jeden Gelenks montiert werden und den Achswinkel abtriebsseitig detektieren können. Durch einen kontinuierlichen Vergleich mit antriebsseitig montierten Messsystemen ist es möglich Stör- und Umkehreffekte jeder Einzelachse zu detektieren. Durch die Erweiterung der einzelachs-basierten Kaskadenregelung um zusätzliche Regelungsmethoden, welche sich die zusätzlich gewonnenen Messwerte zu Nutzen machen, konnten unter anderem eine erhebliche Steigerung der Bahnengenauigkeit und eine virtuelle Versteifung des Robotersystems nachgewiesen werden. Die Grenzen des Systems liegen in äußeren Störquellen, wie Modell- und Kalibrationsfehlern oder temperaturbedingter Wärmeausdehnung, welche durch die abtriebsseitigen Messsysteme nicht erkannt werden können. Für diese hauptsächlich die Absolutgenauigkeit betreffenden Einflussgrößen ist der Einsatz externer, optischer Messtechnik interessant.

Als am Markt verfügbares Posemesssystem bieten sich photogrammetrisch messende Stereo-Kamerasysteme an. Stereo-Kamerasysteme bieten je nach Lage der Einzelkameras zueinander

einen messtechnischen Arbeitsraum, welcher für einen flächig arbeitenden Roboter ausreichend ist. Für eine vollständige photogrammetrische Posemessung des TCP mussten Messziele am Roboterendeffektor installiert werden. Die Entwicklung eines geeigneten Markenhalters ist ebenso Bestandteil dieser Arbeit, wie die optimale Einbindung und der Transfer der Messdaten in die Robotersteuerung. Die regelungstechnische Verwertung der extern gewonnenen Daten stellt ein wichtiges Element der erfolgreichen Posekorrektur dar. Um eine qualitative Genauigkeitssteigerung und eine Validierung des Funktionsprinzips zu erhalten, wurde zunächst eine statische Poseregulierung auf Basis der Kameramesswerte implementiert. Die Ergebnisse zeigen eine um im Durchschnitt 36 % höhere Absolutgenauigkeit. Gleichzeitig konnte jedoch auch eine Verschlechterung der Wiederholgenauigkeit des Roboters festgestellt werden, da die Messgenauigkeit des Kamerasystems insbesondere mit wachsendem Abstand des TCP von den Kameras stark abnimmt.

Als mögliche Alternative für die externe Posemessung und -regelung wurde daraufhin ein Lasertracker-System untersucht. Die interferometrische Laserdistanzmessung gemeinsam mit präziser Azimut- und Elevationswinkelmessung über Winkelencoder im Kopf des Lasertrackers erlauben eine hochgenaue Positionsmessung über retroreflektierende Spiegel. Über eine zusätzlich eingesetzte Kamera können Infrarot-LEDs des *T-Mac* die Positionsmessung um Orientierungswerte erweitern, sodass eine vollständige Posemessung vorliegt. Neben statischen und dynamischen Genauigkeitsuntersuchungen des Lasertrackerregelkreises, welche im Fall absoluter Positionierung Ergebnisse unterhalb der Wiederholgenauigkeit des Roboters erzielten, wurden darüber hinaus weitreichende Untersuchungen zu äußeren Störgrößen durchgeführt. So konnte gezeigt werden, dass die prozesskraftbedingte Abdrängung weitestgehend kompensiert werden konnte und auch temperaturbedingte Strukturausdehnung durch warme Antriebe in Dauerversuchen erfolgreich ausgeregelt wird. Der Einsatz von Lasertrackern für die Einmessung von Großbauteilen zur Bearbeitungsmaschine ist aktuell Stand der Technik. Daher ist in diesem Szenario eine weitere Verwendung des Lasertrackers in einem externen Regelkreis auch wirtschaftlich vorstellbar.

Mit der Analyse der drei Messsysteme auf mögliche auszugleichende Fehler und die Abschätzung über voraussichtliche Kosten sind die Randbedingungen für einen erfolgreichen Einsatz abgesteckt. Dennoch muss festgehalten werden, dass der Einsatz der Systeme im industriellen Umfeld Anforderungen genügen muss, die in dieser Arbeit nicht zur Gänze untersucht werden konnten. Dazu gehört zum einen die Sicherstellung einer gewissen Robustheit gegenüber Umwelteinflüssen, so wie die durchgängige Sichtbarkeit der Messobjekte während der Bearbeitung. Es gilt in der Folge für den jeweiligen Anwendungsfall weiterführende Entwicklungen des gewählten Messprinzips voranzutreiben, sodass Integratoren entsprechende Systeme erfolgreich vermarkten können. Der Ausblick gibt daher einen Überblick darüber, welche Gesichtspunkte der einzelnen Messprinzipien aus Sicht des Verfassers weiterentwickelt werden sollten, um die Präzision des Roboters und die Anwenderfreundlichkeit weiter zu erhöhen.

Ausblick: Weiterentwicklung der Messsysteme

Die direkten Messsysteme in Kombination mit einer verbreiteten CNC-Steuerung sind der Einführung in die Industrie aufgrund der bereits erreichten Technologiereife am nächsten. Die Verwendung einer *Siemens 840D sl*-Steuerung erlaubt die unkomplizierte Einbindung zusätz-

licher Messsysteme. Auf dieser Basis ist weiteres Optimierungspotenzial vorhanden. So können durch den Einsatz eines zweiten Lesekopfes pro abtriebsseitigem Messband und Achse einerseits Messfehler des bislang einzigen Messkopfs detektiert und reduziert und andererseits Rundlauffehler und Exzentrizitäten des Messbands ermittelt werden. Für eine weitere Verbreitung von direkten Messsystemen ist eine Mitarbeit von Roboterherstellern notwendig, da eine spätere Nachrüstung aufwendig und kostenintensiv ist. Erste Ansätze sind dazu bei dem Roboterhersteller MABI ROBOTICS AG erkennbar, wo Roboteroptionen existieren, bei denen abtriebsseitige Messsysteme von Werk aus installiert sind und eine CNC-Steuerung verwendet wird [Mab2017].

Für die Anwendung einer stereokamerabasierten Echtzeitregelung müssen zwei wichtige Aspekte behandelt werden. Einerseits ist der Einsatz nur sinnvoll, wenn der Wirkarbeitsbereich der Kameras erhöht wird und gleichzeitig eine Steigerung der Messgenauigkeit erreicht werden kann. Andernfalls ist das Stereo-Kamerasystem nur in Nischenanwendungen denkbar und hat mit immer günstiger werdenden dynamischen Lasertrackern eine zu starke Konkurrenz. Dennoch ist nicht auszuschließen, dass durch voranschreitende Kameraentwicklungen bezüglich Messgenauigkeit und Messfrequenz sowie Echtzeitbilddatenverarbeitung kamerabasierte Trackingkonzepte erneut in den Fokus rücken.

Der Einsatz eines externen Lasertrackerregelkreises liefert in dieser Arbeit die besten Ergebnisse bezüglich der erreichbaren Positioniergenauigkeit des Roboters. Müssen jedoch große Umorientierungen, insbesondere der Handgelenksachsen durchgeführt werden, so kann die Lasertrackermessung den Reflektoren nicht konsistent folgen. Für eine 3DoF-Regelung wird an dieser Stelle die Verwendung eines sogenannten *Active Targets* interessant, welches einen motorisch steuerbaren Reflektor enthält, der stets zum Lasertracker ausgerichtet wird [Aut2016]. Soll in diesem Szenario eine kontinuierliche 6DoF-Messung erfolgen, ist die simultane Verwendung von mehreren T-Macs und Lasertrackern alternativlos. Der fließende Umschaltvorgang oder geeignete Mittelungsverfahren zur Verrechnung multipler Lasertrackerdaten bedürfen für eine industrielle Anwendung zunächst weiterer Forschung und Entwicklung.

Allen hier behandelten Messsystemen ist inhärent, dass auf die verfügbare serielle Roboterkinematik zurückgegriffen werden muss. Die Grenzen der mechanischen und elektrischen Antriebsleistung erlauben maximale Beschleunigungen, welche hinter kartesische Maschinen zurückfallen. Das bedeutet, dass insbesondere Korrektursignale mit hohen Frequenzanteilen mechanisch nicht vollständig umgesetzt werden. Eine Lösung ist an dieser Stelle nur durch strukturelle Anpassungen der Kinematik zu finden. Neben dem Einsatz stärkerer oder direkt angetriebener Motorelemente, wie im Rahmen des Projekts FLEXMATIK 4.1 untersucht wird [RHS2016], ist dabei vor allem der Einsatz von zusätzlicher Aktorik denkbar. Ein an diesem Ansatz anknüpfendes Forschungsprojekt soll im Folgenden vorgestellt werden.

Ausblick: Einsatz einer hochdynamischen Ausgleichskinetik

Der Einsatz von Zusatzaktorik für die Kompensation von Roboterfehlern während der Bearbeitung ist prinzipiell nicht neu. PUZIK [Puz2011] und SCHNEIDER [Sch2016] haben dafür eine 3DoF-Kompensation mithilfe einer Piezo-Aktorik vorgestellt, bei welcher der Aktor fest montiert ist und der Roboter das Bauteilhandling übernimmt. Für Großbauteile ist dieser Weg

jedoch nicht praktikabel. Für eine Montage am Endeffektor bieten sich kompakte Parallelkinematiken wie Hexapoden an, welche kombiniert mit einem seriellen Roboter die Vorteile des großen Arbeitsraums eines seriellen Industrieroboters und hohe Steifigkeit, Geschwindigkeit und Präzision einer Hexapodkinematik vereinen.

Diesen Ansatz verfolgt das aktuelle Forschungsprojekt DYNAMATIK „Entwicklung einer präzisen und hochdynamischen Bearbeitungskinematik für Fräs- & Stützprozesse“ [NKK2019]. In dem Projekt wird eine speziell entwickelte Hexapodkinematik mit Echtzeitsteuerung am Endeffektor eines 6-Achs-Roboters montiert und mit einer Leichtbauspinde kombiniert. Das Grundprinzip wird in Bild 8.1 dargestellt.

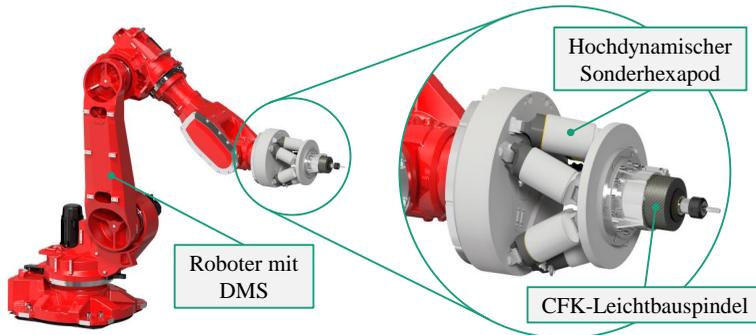


Bild 8.1: Konzeptbild Industrieroboter mit Ausgleichskinetik

Auf Basis von in Echtzeit ermittelten Posedaten des TCP – entweder durch direkte Messsysteme oder durch den Einsatz externer Messsysteme – und eine direkte Übermittlung des Posedefehlers an die Ausgleichskinetik kann eine Online-Bahnkorrektur durchgeführt werden. Dies ermöglicht einerseits die Ausregelung hochfrequenter Fehler im Millimeterbereich, welche insbesondere bei Versuchen zur Untersuchung der Bahngenauigkeiten in Kap. 5.8.2 und Kap. 6.5.2 bei Achsrichtungswechseln auftreten und bietet andererseits neuartige Möglichkeiten der Bahnplanung. So kann der Roboter als Grobpositionierwerkzeug genutzt und durch starkes Überschleifen von Ecken hochfrequente Anregungen im Bereich der Robotereigenfrequenz vermieden werden, während die Ausgleichskinetik mit in etwa 10-fach höheren Eigenfrequenzen die dynamische Bahnfahrt der Ecke übernimmt. Mittels einer solchen Vorausplanung kann der Roboterfehler von vornherein reduziert werden, wodurch wiederum der Korrekturingriff der Ausgleichskinetik gering ausfällt. Auf diese Weise wird eine gegenseitige Anregung der Kinematiken vermieden. Wenn die bislang gezeigten Voruntersuchungen in Zukunft erfolgreich validiert werden können, so bietet dieses Konzept eine weitere Möglichkeit der großvolumigen, hochpräzisen Roboterbearbeitung.

Literaturverzeichnis

- [ABB2013a] ABB Robotics: *Bedienungsanleitung - IRC5 mit FlexPendant*. Produktdokumentation, 2013.
- [ABB2013b] ABB Robotics: *Produktspezifikation IRB 6700*. Produktspezifikation, 2013.
- [ABB2015a] ABB Robotics: *Absolute Accuracy (Field Service)*. Produktdatenblatt, 2015.
- [ABB2015b] ABB Automation GmbH - Robotics: *IRB 6660-205/1.9 Industrieroboter*. Produktdatenblatt, 2015.
- [Abe1983] Abele, E.: *Gußputzen mit sensorgeführten, programmierbaren Handhabungsgeräten*. Dissertation. Verlag: Springer, Stuttgart, 1983.
- [Abe2007] Abele, E.: *Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern. Abschlussbericht BMBF-Verbundprojekt "Adaptive, vollserielle Werkzeugmaschine mit hochintegriertem, mechatronischen Fräsmodul zur HSC-Bearbeitung" (ADVOCUT)*. Abschlussbericht. Verlag: Meisenbach, Bamberg, 2007.
- [ABF2011] Abele, E. et al.: *Einsatz von Robotern in der spanenden Fertigung*. In: Wissenschaftsmagazin der TU Darmstadt, Q1/2011; S. 44–49, 2011.
- [AIC2008] AICON 3D Systems GmbH: *Veränderung fest im Blick*. In: QZ-online, Jahrgang 53; S. 33–35, 2008.
- [AIC2010] AICON 3D Systems GmbH: *AICON MoveInspect Broschüre. Systeme der MoveInspect Technology von AICON*. Produktdatenblatt, 2010.
- [AIC2016] AICON 3D Systems GmbH: *AICON MoveInspect DPA. Testing & Inspection*. Produktdatenblatt, 2016.
- [Air2016] Airbus S.A.S.: *Global Market Forecast 2016-2035. Flying by Numbers*. www.airbus.com, 23.09.2016.
- [Air2018a] Airbus S.A.S.: *Orders & deliveries | Airbus, a leading aircraft manufacturer*. www.airbus.com, 12.10.2018.
- [Air2018b] Airbus S.A.S.: *Global Market Forecast 2018-2037. Global Networks, Global Citizens*. www.airbus.com, 12.10.2018.
- [Al-2010] Al-Bender, F.: *Fundamentals of friction modeling*. In: Proceedings, ASPE Spring Topical Meeting on Control of Precision Systems; S. 117–122, 2010.
- [AIB1995] Altıntaş, Y.; Budak, E.: *Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling*. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology, 44; S. 357–362, 1995.
- [AIS2005] Alici, G.; Shirinzadeh, B.: *Enhanced stiffness modeling, identification and characterization for robot manipulators*. In: IEEE Transactions on Robotics, 21; S. 554–564, 2005.
- [ALS2005] Al-Bender, F.; Lampaert, V.; Swevers, J.: *The generalized Maxwell-slip model. A novel model for friction Simulation and compensation*. In: IEEE Transactions on Automatic Control, 50; S. 1883–1887, 2005.
- [Amo2017] Amo GmbH: *Inkrementelle und Absolute LÄNGEN- UND WINKELMESSSYSTEME nach dem AMOSIN® – Messsprinzip*. Produktübersicht, Peter am Hart, Österreich, 2017.
- [Amo2018] Amo GmbH: *Absolute Winkelmesssysteme - Montageanleitung*. Produktdatenblatt. www.amo-gmbh.com, 29.06.2018.

- [APE2013] Abele et al.: *Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern. Thermische Einflüsse auf die Bearbeitungsgenauigkeit*. In: Werkstatttechnik Online, Jahrgang 103 (2013) H. 9; S. 706–711, 2013.
- [Aut2016] Automated Precision Inc: *Automatic target tracking - Active Target*. Produktdatenblatt. apisensor.com, 07.06.2018.
- [Bau2011] Bauer, J.: *Methoden der Offline-Bahnkorrektur für die spanende Bearbeitung mit Industrierobotern*. Dissertation. Verlag: Epubli, Berlin, 2011.
- [Bec2017] Beckhoff Automation GmbH & Co. KG: *EL6631, EL6632. PROFINET CONTROLLER Supplement*. Produktdokumentation, Verl, 2017.
- [Bey2004] Beyer, L.: *Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern: insbesondere mit Parallelkinematik*. Dissertation. Verlag: Shaker, Hamburg, 2004.
- [BHH2014] Bitterolf, D. et al.: *Vorrichtung und Verfahren zum Steuern und Regeln eines Mehrkörpersystems*. Patentschrift, EP2954986 (A1), 2015.
- [Boe2018] Boeing: *Orders & Deliveries. Through September 2018*. www.boeing.com, 12.10.2018.
- [Bog2018] Bogen Electronic GmbH: *AKS17 - Absolute Magnetic Encoder*. Produktdatenblatt. www.bogen-electronic.de, 22.06.2018.
- [Bon2004] Bongardt, T.: *Methode zur Kompensation betriebsabhängiger Einflüsse auf die Absolutgenauigkeit von Industrierobotern*. Dissertation. Verlag: Utz, München, 2004.
- [BöN2016] Böhlmann, C.; Niermann, D.: *Roboter on demand: Mobiles Bearbeiten von Flugzeugteilen mit höchster Präzision*. Presseinformation, Stade. 30.11.2016.
- [Bor2016] Borrmann, C.: *Adaptive Montageprozesse für CFK-Großstrukturen mittels Offline-Programmierung von Industrierobotern*. Dissertation, Hamburg, 2016.
- [BoW2015] Borrmann, C.; Wollnack, J.: *Enhanced Calibration of Robot Tool Centre Point Using Analytical Algorithm*. In: International Journal of Materials Science and Engineering, Vol.3, No. 1; S. 12–18, 2015.
- [BrW2017] Brecher, C.; Weck, M.: *Werkzeugmaschinen Fertigungssysteme. Konstruktion, Berechnung und messtechnische Beurteilung*. Verlag: Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2017.
- [BSF2017] Barton, D.; Schwab, J.; Fleicher, J.: *Automated calibration of a lightweight robot using machine vision*. In: 7. WGP-Jahreskongress; S. 321–328, 2017.
- [CHA2019] Cordes, M.; Hintze, W.; Altintas, Y.: *Chatter stability in robotic milling*. In: Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 55; S. 11–18, 2019.
- [CoH2017] Cordes, M.; Hintze, W.: *Offline simulation of path deviation due to joint compliance and hysteresis for robot machining*. In: The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 90; S. 1075–1083, 2017.
- [DCC2011] Dumas, C. et al.: *Joint Stiffness Identification of Industrial Serial Robots*. In: Robotica, Cambridge University Press; S. 1–20, 2011.
- [DeH1955] Denavit, J.; Hartenberg, R. S.: *A kinematic notation for low pair mechanisms based on matrices*. In: ASME J. Appl. Mech., 22; S. 215–221, 1955.
- [Der2006] Derfling, D.: *Roboterassistiertes Herstellen von Nietbohrungen in der Flugzeugrumpfmontage*. In: Bearbeiten mit Industrierobotern: Technologien - Anwendungen - Trends; S. 111–129, 2006.

- [Dev2009] Devlieg, R.: *Robotic Manufacturing System with Accurate Control*. Patentschrift, US 8989898 B2, 2015.
- [Dev2010] Devlieg, R.: *Expanding the Use of Robotics in Airframe Assembly Via Accurate Robot Technology*. In: SAE International Journal of Aerospace, 3; S. 198–203, 2010.
- [Dev2011] Devlieg, R.: *High-Accuracy Robotic Drilling/Milling of 737 Inboard Flaps*. In: SAE International Journal of Aerospace, 4; S. 1373–1379, 2011.
- [DeV2014] DeVlieg, R.: *High-Capacity Mobile Robotic Drilling and Fastening System*. In: SAE 2014 Aerospace Manufacturing and Automated Fastening (AMAF) Conference. Vortrag, Salt Lake City, Utah, USA, 2014.
- [Dil2017] Dillhoefer, T.: *Power RACe*. In: SAE International Journal of Aerospace, SAE Technical Paper 2017-01-2093, 2017.
- [DIN10791] DIN - Deutsches Institut für Normung: *DIN ISO 10791-3 Prüfbedingungen für Bearbeitungszentren - Geometrische Prüfungen für Maschinen mit eingebautem schaltbaren oder stetig bewegtem Universal-Fräskopf*. Norm. 2001.
- [DIN230-1] DIN - Deutsches Institut für Normung: *ISO 230-1 Prüfregeln für Werkzeugmaschinen - Geometrische Genauigkeit von Maschinen, die ohne Last oder unter Schlichtbedingungen arbeiten*. Norm. 1999.
- [DIN6580] DIN - Deutsches Institut für Normung: *DIN 6580:1985-10 Begriffe der Zerspantechnik; Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges*. Norm. 1985.
- [DIN6584] DIN - Deutsches Institut für Normung: *DIN 6584:1982-10 Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen*. Norm. 1982.
- [DIS2011] Denkena, B.; Immel, J.; Schönherr, M.: *Industrieroboter für spanende Bearbeitungen. Leistungssteigerung hochdynamisch angeregter serieller Strukturen durch Adaptronik*. In: Werkstatttechnik Online, 101, H. 9; S. 617–622, 2011.
- [DPF2013] Dosić, R. et al.: *A new radial symmetry measure applied to photogrammetry*. In: Pattern Analysis and Applications, 16; S. 637–646, 2013.
- [Ehm2016] Ehm, A.: *Einsatz von Industrierobotern für die Bohrbearbeitung an automobilen Strukturbauteilen unter Berücksichtigung des thermischen Verlagerungsverhaltens und der Prozessinteraktion*. Dissertation, Darmstadt, 2016.
- [Eur2013] European Aluminium Association: *Aluminium in Cars – Unlocking the Light-Weighting Potential*. autocaat.org, 22.02.2019.
- [FAN2017] FANUC Robotics: *Accurate robots for high-precision applications. FANUC Secondary Encoders*. Produktinformation. www.fanuc.eu, 30.06.2017.
- [Fes2018] Festo AG & Co. KG: *SupraMotor. Supraleitender kompakter Klauenpol-Motor mit Festkörperkühlung*. Produktinformation. www.festo.com, 08.05.2018.
- [Fiz1849] Fizeau, H.: *Sur une expérience relative à la vitesse de propagation de la lumière*. In: Compte rendu de l'Académie des Sciences; 90–92, 132, 1849.
- [Fuc2014] Fuchs, S.: *Verfahren zur parameterbasierten Gewichtsabschätzung neuer Fahrzeugkonzepte*. Dissertation, München, 2014.

- [Ger1991] Gerstmann, U.: *Robotergerauigkeit. Der Getriebeeinfluss auf die Arbeits- und Positionsgenauigkeit*. Dissertation. Verlag: VDI, Hannover, 1991.
- [Grä1999] Gräser, R. G.: *Ein Verfahren zur Kompensation temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern*. Dissertation. Verlag: Herbert Utz, 1999.
- [Gui2008] Guizzo, E.: *The Rise of the Machines*. In: IEEE Spectrum 45, 12; S. 88, 2008.
- [HaL2011] Haynes, W. M.; Lide, D. R.: *CRC Handbook of chemistry and physics 2011-2012. A ready-reference book of chemical and physical data*. Verlag: CRC Press-Taylor & Francis, Boca Raton, 2011.
- [HBS2010] Hanzálek, Z.; Burget, P.; Šůcha, P.: *Profinet IO IRT Message Scheduling With Temporal Constraints*. In: IEEE Transactions on Industrial Informatics, 6; S. 369–380, 2010.
- [HeB2001] Hefele, J.; Brenner, C.: *Robot pose correction using photogrammetric tracking*. In: Proc. SPIE 4189, Machine Vision and Three-Dimensional Imaging Systems for Inspection and Metrology; S. 170–178, 2001.
- [Hef2001] Hefele, J.: *On-Line Pose Messsystem für Roboter*. In: 21. Wissenschaftlich-Technische Jahrestagung der DGPF; S. 311–316, 2001.
- [Hel2008] Hellard, G.: *Composites in Airbus. Long Story of Innovations and Experiences*. In: Global Investor Forum. Vortrag, 2008.
- [Hen2000] Hennes, N.: *ECOSPEED — Ein hybridkinematisches Maschinenkonzept zur 5-Achsen Hochleistungszerspannung großer Strukturbauteile im Flugzeugbau*. In: Fertigungstechnisches Kolloquium Stuttgart, FTK; S. 342–360, 2000.
- [Her2014] Hermann, N.: *Industrieroboter als Bearbeitungsmaschinen*. In: IPK: 1. Industrieworkshop: "Industrieroboter als Bearbeitungsmaschine". Vortrag, Berlin, 2014.
- [Hes2010] Hesse, S. Hrsg.: *Taschenbuch Robotik - Montage - Handhabung. Mit 34 Tabellen*. Verlag: Fachbuchverl. Leipzig im Carl Hanser Verl, München, 2010.
- [Hex2010] Hexagon Metrology: *Leica Absolute Tracker AT401*. White Paper. www.swisstek.com, 16.02.2018.
- [Hex2012a] Hexagon Metrology: *Release emScon 3.8 - Customer Information Sheet. Automation – 1kHz Real-Time EtherCAT interface*. Produktinformation. metrology.leica-geosystems.com, 09.04.2016.
- [Hex2012b] Hexagon Metrology: *Leica Absolute Interferometer. A New Approach to Laser Tracker Absolute Distance Meters*. White Paper. www.measure.com.au, 16.02.2018.
- [Hex2012c] Hexagon Metrology: *Leica Absolute Tracker AT901. Top performance 6DoF laser tracker*. Produktdatenblatt. www.hexagonmetrology.com, 08.04.2016.
- [Hex2013] Hexagon Metrology: *Systemspezifikationen für Mobile KMG. Leica Absolute Tracker AT901 und Leica T-Produkte*. w3.leica-geosystems.com, 16.02.2018.
- [Hex2015] Hexagon Metrology: *Leica absolute Tracker AT960. Absolute portability. Absolute speed. Absolute accuracy*. Produktdatenblatt. www.hexagonmi.com, 30.09.2016.
- [HIF2001] Hietmann, G.; Finsterwalder, T.: *Roboter mit Kühleinrichtungen*. Patentschrift, EP1170097 (A1), 2002.

- [Hin2014] Hintze, W.: *Neue Ansätze zur wirtschaftlichen Präzisionsbearbeitung von CFK-Strukturen*. In: Bleicher, F.; Lammer, K. (Hrsg.): *Industrie 4.0 – die intelligente Fabrik der Zukunft*, 2. Wiener Produktionstechnik Kongress, 2014.
- [Hol2014] Holmes, M.: *Global carbon fibre market remains on upward trend*. In: *Reinforced Plastics*, 58; S. 38–45, 2014.
- [IAV2011] IAV GmbH: *Prüfstände & Versuchstechnik. Fahrzeugentwicklung*. www.iav.com, 16.10.2017.
- [IEC61158-1] International Organization for Standardization: *IEC 61158-1: Industrial communication networks - Fieldbus specifications - Part 1: Overview and guidance for the IEC 61158 and IEC 61784 series*. Norm. 2014.
- [IFR2018] IFR Statistical Department: *World Robotics 2017 Industrial Robots. Statistics, Market Analysis, Forecasts and Case Studies*, Frankfurt am Main, 2018.
- [IHS2014] IHS Research: *Industrial Robots to take over China sales*. www.epdtonthenet.net, 29.01.2019.
- [IMK2017] Ilg, J.; Müller, T.; Kuhn, S.: *Trockenbearbeitung von Schichtverbundwerkstoffen im Flugzeugbau*. In: *Lightweight Design*, 10; S. 62–67, 2017.
- [ISO15745-4] International Organization for Standardization: *ISO 15745-4: Industrial automation systems and integration -- Open systems application integration framework*. Norm. 2003.
- [ISO230-4] International Organization for Standardization: *ISO 230-4: Test code for machine tools - Part 4: Circular tests for numerically controlled machine tools*. Norm. 2005.
- [ISO6983-1] International Organization for Standardization: *ISO 6983-1: Automation systems and integration - Numerical control of machines - Program format and definitions of address words - Part 1: Data format for positioning, line motion and contouring control systems*. Norm. 2009.
- [ISO8373] International Organization for Standardization: *ISO 8373: Roboter und Robotikgeräte - Wörterbuch*. Norm. 2012.
- [ISO9283] International Organization for Standardization: *ISO9283: Industrieroboter - Leistungsgrößen und zugehörige Prüfmethoden*. Norm. 1999.
- [Jae2010] Jaeger, C.: *Entwurf von Zustandsregelungen für hochdynamische Werkzeugmaschinen*. Dissertation, Zürich, 2010.
- [Kar2013] Karbe, E.: *Leichtbau im Automobilbau*. In: i2B - Leichtbau als Schlüsseltechnologie für Bremen. Vortrag, 2013.
- [KeM2015] Kefersteine, C. P.; Marxer, M.: *Fertigungsmesstechnik. Praxisorientierte Grundlagen, moderne Messverfahren*. Verlag: Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, Wiesbaden, 2015.
- [Kle2001] Klein, B. Hrsg.: *Leichtbau-Konstruktion. Berechnungsgrundlagen und Gestaltung*. Verlag: Vieweg+Teubner, Wiesbaden, 2001.
- [KIK2008] Klocke, F.; König, W.: *Fertigungsverfahren 1. Drehen, Fräsen, Bohren*. Verlag: Springer, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [Kni2017] Knight, H.: *AMRC develops world's most accurate large volume machining robot*. www.theengineer.co.uk, 08.02.2019.

- [Koth2018] Kothe, S.-M.: *Spanende Bearbeitung von Faserverbundstrukturen mit Industrierobotern für die Luftfahrt*. Dissertation. Verlag: Fraunhofer Verlag, Hamburg-Harburg, 2018.
- [Kov2013] Kovacs, P.: *Anordnung und Verfahren zur modellbasierten Kalibration eines Roboters in einem Arbeitsraum*. Patentschrift, WO 2013/091596 A9, 2013.
- [KPS2015] Kubela, T.; Pochyly, A.; Singule, V.: *Investigation of position accuracy of industrial robots and online methods for accuracy improvement in machining processes*. In: "Special small electric motors" International Conference on Electrical Drives and Power Electronics (EDPE); S. 385–388, 2015.
- [Kra2004] Kraus, K.: *Photogrammetrie*. Verlag: de Gruyter, Berlin, 2004.
- [KRS2003] Künzel, S. et al.: *Verfahren zur Dämpfung mechanischer Schwingungen von Achsen von Werkzeugmaschinen, Produktionsmaschinen oder Robotern*. Patentschrift, DE10246093C1, 2003.
- [KSB2016] Kothe, S. et al.: *Accuracy Analysis and Error Source Identification for Optimization of Robot Based Machining Systems for Aerospace Production*. In: SAE Technical Paper 2016-01-2137, 2016.
- [KSK2016] Kothe, S. et al.: *Accuracy analysis and optimization of industrial robots for aerospace production*. In: Proceedings of the 6th International Workshop on Aircraft System Technologies; S. 347–354, 2016.
- [Kuk2011] Kuka Roboter GmbH: *Roboterprogrammierung 1*. Schulungsunterlagen, 2011.
- [Kuk2013a] Kuka Roboter GmbH: *KR Quantec Ultra - Specification*. Produktübersicht, 2013.
- [Kuk2013b] Kuka Roboter GmbH: *Datenblatt KR300 QUANTEC ultra*. Produktdatenblatt, 2013.
- [Kuk2016a] Kuka Roboter GmbH: *Industrierobotik. Hohe Traglast*. Produktinformation, 2016.
- [Kuk2016b] Kuka Roboter GmbH: *KR QUANTEC ultra SE - KR 300 R2500 ultra SE -*. Produktdatenblatt, 2016.
- [Kuk2017] Kuka Roboter GmbH: *Mobile Robotik. KMR QUANTEC*. Produktinformation, 2017.
- [Kur2008] Kurze, M.: *Modellbasierte Regelung von Robotern mit elastischen Gelenken ohne abtriebsseitige Sensorik*. Dissertation, München, 2008.
- [KZS2017] Keck, A.; Zimmermann, J.; Sawodny, O.: *Friction parameter identification and compensation using the ElastoPlastic friction model*. In: Mechatronics, 47; S. 168–182, 2017.
- [LaH1986] Lau, K. C.; Hocken, R. J.: *Three and five axis laser tracking systems*. Patentschrift, US4714339A, 1987.
- [LEB2012] Lüssi, R.; Eisenhut, M.; Begemann, A.: *Serienproduktion von hochfesten Faserverbundauteilen. Perspektiven für den deutschen Maschinen- und Anlagenbau*. Studie, Roland Berger Strategy Consultants, VDMA, 2012.
- [Len2014] Lenord, Bauer & Co. GmbH: *Magnetische Absolutwertgeber - Gel 235*. Produktdatenblatt. www.lenord.de, 22.06.2018.
- [Lin2016] Linder, W.: *Digital Photogrammetry*. Verlag: Springer, Berlin Heidelberg, 2016.

-
- [Log2016] Logemann, T.: *Mobile Robot Assembly Cell (RACe) for Drilling and Fastening*. In: SAE Technical Paper 2016-01-2078, 2016.
- [Los2001] Loser, R.: *Weiterentwicklung eines absoluten, hochpräzisen und trackingfähigen Distanzmessers für industrielle Anwendungen*. Dissertation, München, 2001.
- [Luc2018] Luca, A. de: *Robotics I*. Vorlesungsbeitrag, Rom, 2018.
- [Lun2016] Lunze, J.: *Regelungstechnik 1. Systemtheoretische Grundlagen, Analyse und Entwurf einschleifiger Regelungen*. Verlag: Springer, Berlin Heidelberg, 2016.
- [LuW2014] Lutz, H.; Wendt, W.: *Taschenbuch der Regelungstechnik. Mit MATLAB und Simulink*. Verlag: Verl. Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten, 2014.
- [Maa1997] Maas, H.-G.: *Dynamic Photogrammetric Calibration of Industrial Robots*. In: Proc. SPIE 3174, Videometrics V, 1997.
- [Mab2017] Mabi Robotics AG: *Datenblatt Mabi MAX 150*. Produktdatenblatt. www.mabi-robotic.com, 24.09.2018.
- [MAB2018] MABI AG Robotic: *Datenblatt SPEEDY 12*. www.mabi-robotic.com, 07.09.2018.
- [Mat2007] Matthias Haun: *Handbuch Robotik. Programmieren und Einsatz intelligenter Roboter*. Verlag: Springer, Berlin Heidelberg, 2007.
- [Mei2011] Meiners, D.: *Beitrag zur Stabilität und Automatisierung von CFK-Produktionsprozessen*. Dissertation, Clausthal, 2011.
- [MHB2008] Matiakis, T.; Hirche, S.; Buss, M.: *Networked Control Systems with Time-Varying Delay – Stability through Input-Output Transformation. Netzwerkregelungssysteme mit variabler Totzeit - Stabilität durch Eingangs-Ausgangs-Transformation*. In: at - Automatisierungstechnik, 56; S. 20, 2008.
- [Mic2010] Micro-Epsilon: *Micro-Epsilon Infrarotkamera thermoIMAGER TIM 160*. Produktdatenblatt. www.micro-epsilon.de, 22.06.2017.
- [Möh2017] Möhring, H. -C.: *Composites in Production Machines*. In: Procedia CIRP, 66; S. 2–9, 2017.
- [Möl2011] Möller, R.: *Machining of CFRP with Water-Jets in Aerospace Industry*. In: ICMAC 2011 – International Conference on Manufacturing of Advanced Composites. Vortrag, Belfast, 2011.
- [MSK2017a] Möller, C. et al.: *Machining of large scaled CFRP-Parts with mobile CNC-based robotic system in aerospace industry*. In: Procedia Manufacturing, 14; S. 17–29, 2017.
- [MSK2017b] Möller, C. et al.: *Real Time Pose Control of an Industrial Robotic System for Machining of Large Scale Components in Aerospace Industry Using Laser Tracker System*. In: SAE International Journal of Aerospace, 10; S. 100–108, 2017.
- [MSS2016] Möller, C. et al.: *Enhanced Absolute Accuracy of an Industrial Milling Robot Using Stereo Camera System*. In: Procedia Technology; S. 389–398, 2016.
- [New2014] New River Kinematics: *NRK Introduces SA Robot Calibration Appliance*. Pressemitteilung, Williamsburg, 2014.
- [NKK2019] Niermann, D.; Knauer, D.; Klimach, M.: *Die flinke Hand des Roboters – hochdynamische Ausgleichskinetik zur präzisen Bahnführung – Fräsen im*

- Flugzeugbau durch Kombination von serieller mit paralleler Kinematik.* In: Ingenieurspiegel, 1; S. 16–19, 2019.
- [Nof1999] Nof, S. Y.: *Handbook of industrial robotics.* Verlag: John Wiley, New York, 1999.
- [ODB2012] Olabi, A. et al.: *Improving the accuracy of industrial robots by offline compensation of joints errors.* In: IEEE International Conference on Industrial Technology; S. 492–497, 2012.
- [Olo2015] Olofsson, B.: *Topics in machining with industrial robot manipulators and optimal motion control.* Dissertation, Lund, Schweden, 2015.
- [Pas2013] Passreiter, T.: *Project i. Die Antwort der BMW Group auf die zukünftigen Herausforderungen nachhaltiger und individueller Mobilität.* In: Fachtagung Carbon Composites. Vortrag, Augsburg, 2013.
- [PCE2016] PCE Instruments: *Datenblatt Kraftmessdose für Zug- und Druckkraftmessung / PCE-FG.* Produktdatenblatt, 2016.
- [Pis2015] Pischian, M.: *Entgraten von Kreuzbohrungen mit Industrierobotern.* Dissertation. Verlag: Shaker, Darmstadt, 2015.
- [Pru2000] Prust, D. J.: *Autonome Freiformflächenbearbeitung durch sensorische Bewegungsführung von Industrierobotern.* Dissertation. Verlag: Shaker, Aachen, 2000.
- [Pry2008] Prytz, G.: *A performance analysis of EtherCAT and PROFINET IRT.* In: 13th IEEE International Conference on Emerging Technologies and Factory Automation; S. 408–415, 2008.
- [Puz2011] Puzik, A.: *Genauigkeitssteigerung bei der spanenden Bearbeitung mit Industrierobotern durch Fehlerkompensation mit 3D-Piezo-Ausgleichsaktorik.* Dissertation. Verlag: Jost-Jetter, Stuttgart, 2011.
- [Ren2012] Renishaw: *Safety first - the position determination and checking algorithms of the RESOLUTE™ true-absolute optical encoder.* White Paper, Gloucestershire, 2012.
- [Ren2013] Renishaw: *QC20-W wireless ballbar system.* Produktdatenblatt, 2013.
- [Ren2017] Renishaw: *RESOLUTE™ absolute, optische Messsysteme mit serieller DRIVE-CLiQ Schnittstelle.* Produktdatenblatt, 2017.
- [RHS2016] Reinkober, S.; Hansmann, J.; Stürmer, S. P.: *Projekt "Flexmatik 4.1" - Marktorientierte Vorlauftforschung der Fraunhofer-Gesellschaft.* Pressemitteilung. www.flexmatik.de, 14.09.2018.
- [Ric1998] Richter, F.: *Erfassung und Ausgleich thermisch bedingter Verformungen an Industrierobotern.* Dissertation. Verlag: MVK Medien Verlag Köhler, Stuttgart, 1998.
- [Rod1997] Roduner, C. A.: *H{unendlich}-Regelung linearer Systeme mit Totzeiten.* Dissertation. Verlag: ETH Zurich, Zürich, 1997.
- [Ros1995] Rosenbauer, T.: *Getriebe für Industrieroboter. Beurteilungskriterien, Kenndaten, Einsatzhinweise.* Dissertation. Verlag: Shaker, Aachen, 1995.
- [Rös2014] Rösch, O.: *Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung metallischer Werkstoffe mit Industrierobotern.* Dissertation. Verlag: Herbert Utz, München, 2014.

- [RöZ2013] Rösch, O.; Zäh, M.: *Steigerung der Arbeitsgenauigkeit von Fräsrobotern. Höhere Genauigkeit durch steuerungstechnische Kompensation der Roboter-Abdrängung*. In: Werkstatttechnik Online, Jahrgang 103, H. 9; S. 686–692, 2013.
- [RSD2010] Rostan, M.; Stubbs, J. E.; Dzilno, D.: *EtherCAT enabled advanced control architecture*. In: IEEE/SEMI Advanced Semiconductor Manufacturing Conference (ASMC); S. 39–44, 2010.
- [Rud2012a] Ruderman, M.: *Modeling of Elastic Robot Joints with Nonlinear Damping and Hysteresis*. In: Burwinkel, Scholz-Reiter (Hg.) – Using Ontologies for Configuring Architectures; S. 293–312, 2012.
- [Rud2012b] Ruderman, M.: *Zur Modellierung und Kompensation dynamischer Reibung in Aktuatorssystemen*. Dissertation, Dortmund, 2012.
- [Rüe1996] Rüeger, J. M.: *Electronic Distance Measurement. An Introduction*. Verlag: Springer, Berlin Heidelberg, 1996.
- [SaD2013] Saund, B.; Devlieg, R.: *High Accuracy Articulated Robots with CNC Control Systems*. In: SAE International Journal of Aerospace, 6; S. 780–784, 2013.
- [San2016] Sandwith, S.: *Robot Accuracy and Spatial Analyzer. Changing What is Possible*. In: Hexagon Live 2016. Vortrag, Anaheim, 2016.
- [SBS2017] Susemihl, H. et al.: *Referencing Strategies for High Accuracy Machining of Large Aircraft Components with Mobile Robotic Systems*. In: SAE Technical Paper 2017-01-2166, 2017.
- [Sch1996] Schneider, C.-T.: *DPA-WIN - a PC based digital photogrammetric station for fast and flexible on-sight measurement*. In: International Archives of Photogrammetry and Remote Sensing, 31, Part 5; S. 530–533, 1996.
- [Sch1998] Schröer, K.: *Handbook on robot performance testing and calibration. Improvement of robot industrial standardisation; IRIS*. Verlag: Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 1998.
- [Sch2009] Schröder, D.: *Regelung von Antriebssystemen*. Verlag: Springer, Berlin Heidelberg, 2009.
- [Sch2016] Schneider, U. J.: *Untersuchung von modellbasierter Fehlerkompensation und erweiterter Positionsregelung zur Genauigkeitssteigerung von roboterbasierten Zerspanungsprozessen*. Dissertation. Verlag: Fraunhofer Verlag, Stuttgart, 2016.
- [SDH2007] Schäfers, E.; Denk, J.; Hamann, J.: *Aktive Schwingungsdämpfung für Be- und Verarbeitungsmaschinen*. In: HNI-Verlagsschriftenreihe: 5. Paderborner Workshop "Entwurf mechatronische Systeme, Bd. 210, 2007.
- [SEM54.20] SEMI Information & Control Committee: *SEMI E54.20 - Standard for Sensor/Actuator Network Communications for EtherCAT*. Norm. 2008.
- [Sie2015] Siemens AG: *SINUMERIK 840D - OEM Function Description: Universal Compensation Interface (UCI)*. Benutzerhandbuch, 2015.
- [Sie2017] Siemens AG: *SINUMERIK 840D sl Grundfunktionen*. Funktionshandbuch, 2017.
- [SKB2017] Susemihl, H. et al.: *Mobile Bearbeitung von Faserverbundstrukturen*. In: Werkstatttechnik Online, 107; S. 656–661, 2017.

- [SKH2014] Susemihl, H.; Kothe, S.-M.; Hintze, W.: *Flexible Präzisionsbearbeitung von CFK-Großstrukturen mit Industrierobotern*. In: Ingenieurspiegel, 1; S. 24–26, 2014.
- [SMK2016] Susemihl, H. et al.: *High Accuracy Mobile Robotic System for Machining of Large Aircraft Components*. In: SAE International Journal of Aerospace, 9, 2016.
- [SOR2012] Sörmö, O.; Olofsson, B.; Robertsson, A.: *Increasing Time-Efficiency and Accuracy of Robotic Machining Processes Using Model-Based Adaptive Force Control*. In: 10th IFAC Symposium on Robot Control; S. 543–548, 2012.
- [Ste2006] Stepanek, P.: *Flexibel automatisierte Montage von leicht verformbaren großvolumigen Bauteilen*. Dissertation, Hamburg-Harburg, 2006.
- [Ste2013] Steffen Lenssen - SL: *Technische Daten - Motorspindel SLQ120-H5030AE-AIR*. Produktdatenblatt, 2013.
- [Thü2006] Thümmel, M.: *Modellbasierte Regelung mit nichtlinearen inversen Systemen und Beobachtern von Robotern mit elastischen Gelenken*. Dissertation, München, 2006.
- [Tre2002] Treiblmayr, H.: *Längenmesssysteme nach dem AMOSIN-Messprinzip*. Produktdatenblatt, 2002.
- [TWT2010] Tsai, J. et al.: *Secondary Position Feedback Control of a Robot*. Patentschrift, WO2010088251A1, 2010.
- [USR2013] Uicker, J. J.; Sheth, P. N.; Ravani, B.: *Matrix Methods in the Design Analysis of Mechanisms and Multibody Systems*. Verlag: Cambridge University Press, Cambridge, 2013.
- [UZA2013] Uriarte, L. et al.: *Machine tools for large parts*. In: CIRP Annals - Manufacturing Technology, 62; S. 731–750, 2013.
- [Vas2005] Vasiloiu, V.: *Induktives Längenmesssystem*. Patentschrift, EP1164358B1, 2005.
- [VDI2860] VDI - Verein Deutscher Ingenieure: *VDI 2860: Montage- und Handhabungstechnik*. Norm. 1990.
- [VDI3441] VDI - Verein Deutscher Ingenieure; DGQ - Deutsche Gesellschaft für Qualität: *VDI/DGQ 3441: Statistische Prüfung der Arbeits- und Positionsgenauigkeit von Werkzeugmaschinen; Grundlagen*. Norm. 1977.
- [VeW1986] Veitschegger, W.; Wu, C.-H.: *Robot accuracy analysis based on kinematics*. In: IEEE Journal on Robotics and Automation, 2; S. 171–179, 1986.
- [WaB2016] Wahlster, W.; Beste, D. Hrsg.: *HERMES AWARD – Internationaler Technologiepreis der HANNOVER MESSE*. Verlag: Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2016.
- [WAL1985] WALCHER, H.: *Winkel- und Wegmessung im Maschinenbau*. Verlag: VDI Verlag, Düsseldorf, 1985.
- [WeB2006] Weck, M.; Brecher, C.: *Werkzeugmaschinen 5. Messtechnische Untersuchung und Beurteilung, dynamische Stabilität*. Verlag: Springer, Berlin Heidelberg, 2006.
- [Web2009] Weber, W.: *Industrieroboter. Methoden der Steuerung und Regelung*. Verlag: Carl Hanser Fachbuchverlag, Leipzig, 2009.

-
- [WeG2013] Wegener, K.; Gebhardt, M.: *Temperatureinfluss auf Werkzeugmaschinen*, Zürich, 2013.
- [Wei2008] Weigold, M.: *Kompensation der Werkzeugabdrängung bei der spanenden Bearbeitung mit Industrierobotern*. Dissertation, Darmstadt, 2008.
- [Wie2001] Wiest, U.: *Kinematische Kalibrierung von Industrierobotern*. Dissertation, Karlsruhe, 2001.
- [Wie2008] Wiest, U.: *Vorrichtung und Verfahren zur berührungslosen Positionsbestimmung*. Patentschrift, DE102007020604 A1, 2008.
- [Wie2016] Wiest AG: *LaserLab - Eines für Alles*. Produktdatenblatt. www.wiest-ag.de, 04.08.2016.
- [WLQ2014] Wang, L. et al.: *Design Approach Based on EtherCAT Protocol for a Networked Motion Control System*. In: International Journal of Distributed Sensor Networks, 10; S. 1–15, 2014.
- [WMJ2015] Wittel, H. et al.: *Roloff/Matek Maschinenelemente. Normung, Berechnung, Gestaltung*. Verlag: Springer Vieweg, Wiesbaden, 2015.
- [Wol2001] Wollnack, J.: *Videometrische Verfahren zur Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern*. Habilitation. Verlag: Shaker, Hamburg-Harburg, 2001.
- [Wol2012] Wollnack, J.: *Robotik (Analyse, Modellierung und Identifikation)*. Vorlesungsschrift, 2012.
- [WSB1996] Wit, C. C. de; Siciliano, B.; Bastin, G.: *Theory of Robot Control*. Verlag: Springer, London, 1996.
- [WZF2009] Wang, J.; Zhang, H.; Fuhlbrigge, T.: *Improving machining accuracy with robot deformation compensation*. In: IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems; S. 3826–3831, 2009.
- [Zap2014] Zapke, M.: *Industrieroboter in der spanenden Bearbeitung. Praxisbeispiel Kantenbearbeitung von Turbinenbauteilen*. In: IPK: 1. Industrieworkshop: "Industrieroboter als Bearbeitungsmaschine". Vortrag, Berlin, 2014.
- [ZäR2014] Zäh, M.; Rösch, O.: *Improvement of the machining accuracy of milling robots*. In: Production Engineering, 8; S. 737–744, 2014.
- [ZaR2017] Zacher, S.; Reuter, M.: *Regelungstechnik für Ingenieure. Analyse, Simulation und Entwurf von Regelkreisen*. Verlag: Springer Vieweg, Wiesbaden, 2017.
- [ZJZ2005] Zhang, H. et al.: *Machining with flexible manipulator: toward improving robotic machining performance*. In: IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics; S. 1127–1132, 2005.

Abkürzungsverzeichnis

2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
3DoF	Three Degrees of Freedom (Drei Freiheitsgrade)
6D	Sechsdimensional
6DoF	Six Degrees of Freedom (Sechs Freiheitsgrade)
A	Achse
ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
ADM	Absolute Distanzmessung
AIFM	Absolute Interferometer
APC	Advanced Position Control
ASIC	Application-specific integrated circuit
CAD	Computer Aided Design
CAM	Computer Aided Manufacturing
CCW	Counterclockwise (gegen den Uhrzeigersinn)
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CNC	Computerized Numerical Control
CW	Clockwise (Im Uhrzeigersinn)
DH	Denavit-Hartenberg
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Direktes Messsystem
DoF	Degrees of Freedom (Freiheitsgrade)
fps	frames per second (Bilder pro Sekunde)
HF	High Frequency
HxBxT	Höhe x Breite x Tiefe
I	Integral-(Regler)
IFM	Interferometrische Distanzmessung
IPC	Industriecomputer
IPO	Interpolationstakt
IR	Industrieroboter
IRT	Isochronous Real Time

KS	Koordinatensystem
LED	Light-Emitting Diode
LT	Lasertracker
Mio.	Million
MMS	Motorseitiges Messsystem
MPE	Maximum Permissible Error
MPx	Megapixel
NC	Numerical Control (Numerische Steuerung)
NVH	Noise-Vibration-Harshness
P	Proportional-(Regler)
PI	Integral- und Proportional-(Regler)
PID	Proportional, Integral und Differential-(Regler)
PKD	Polykristalliner Diamant
RC	Referenz Stereokamera-System
RTM	Resin Transfer Molding
SCARA	Selective Compliance Assembly Robot Arm
SISO	Single-In-Single-Out (Eingrößensystem)
Sk	Sektion
TCP	Tool Center Point (Werkzeugspitze)
TCP/IP	Transmission Control Protocol/Internet Protocol
T-Mac	Tracker-Maschine Control Sensor
UCI	Universal Compensation Interface
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VHM	Vollhartmetall
WKS	Werkzeugkoordinatensystem

Formelzeichenverzeichnis

α		Faktor der angepassten Gebermischung
a, b	mm	Parameter einer Ellipse
a_e	mm	Arbeitseingriff
a_p	mm	Schnitttiefe
AP_p	mm	Pose-Absolutgenauigkeit
AT	mm	Bahn-Absolutgenauigkeit
$BP_{1,(2,3)}(s)$		Übertragungsfunktion eines Bandpassfilters
c	N/mm	Steifigkeitskonstante
c_p		Äquivalente Steifigkeit im Geschwindigkeitsregelkreis
c_{Licht}	km/s	Lichtgeschwindigkeit
c	mm	Kamerakonstante, in der Regel Brennweite des Objektivs
δ	°	Anfahrwinkel
d	mm	(Werkzeug)-Durchmesser
d_p		Äquivalente Dämpfung im Geschwindigkeitsregelkreis
d_F	mm	Abstandsvariation bei den Methoden nach FIZEAU und MICHELSON
D	Ns/mm	Dämpfung
dAP_p	mm	Positionsdrift
dRP_p	mm	Drift der Positions-Wiederholgenauigkeit
e_{RC}	mm	2-Norm der Positionsabweichung
$e(t)$		Regelfehler
$e_{\text{warm/kalt}}$	mm	Vektor der euklidischen Abweichungen (zu jedem Bahnpunkt) für Warm- und Kaltfahrt
F	N	Gesamtprozesskraft, angreifende Kraft
F_a	N	Aktivkraft
$F_{d,(x,y)}$	N	Störkraft(-sprung) in x - oder y -Richtung
F_f	N	Vorschubkraft
F_{fN}	N	Vorschubnormalkraft
F_p	N	Passivkraft
F_r	N	Reibkraft
F_n	N	Normalkraft
F_x, F_y, F_z	N	Kraft in x , y oder z -Richtung

f		Am TCP angreifender Kraft-Momentenvektor
f_M, f_A		Reibungsparameter (Motorseitig, Abtriebsseitig)
f_R^{-1}		Inverse kinematische Transformation der Roboterkinematik
γ		Platzhaltervariable für $\varphi_x, \varphi_y, \varphi_z$
G		Schwerpunkt einer Gruppe von Istposen
$G(b)$	μm	Bidirektionale Kreisformabweichung
$G_R(s)$		Übertragungsfunktion eines Integralreglers
$G_{\text{Strecke}}(s)$		Übertragungsfunktion der Regelstrecke im Spektralbereich
$G_{\text{Mech}}(s)$		Übertragungsfunktion der Mechanik im Spektralbereich
$G_{\text{Last}}(s)$		Übertragungsfunktion der Gesamtlast im Spektralbereich
H		Bildhauptpunkt, Durchstoßpunkt der optischen Achse durch die Sensorebene
H	mm/N	Nachgiebigkeitsmatrix
H_φ	rad/N	Achsbasierte Nachgiebigkeit
H_{xy}	mm/N	Element der Nachgiebigkeitsmatrix mit Auslenkung in x -Richtung bei Belastung in y -Richtung
i, j		Zählvariablen
i_n		Nominales Übersetzungsverhältnis
i_i	A	Ist-strom
i_s	A	Soll-strom
j		Platzhaltervariable für x, y, z
J		Jacobi-Matrix
$J_{\Sigma, (i)}$	kg m^2	Vorsteuerung des effektiven Trägheitsmoments (einer Einzelachse)
J_{Motor}	kg m^2	Trägheitsmoment des Motors
J_{Last}	kg m^2	Trägheitsmoment der Last
κ		Proportionalitätskonstante der Längenausdehnung
k_R, k_L		Substitutionsvariablen für die Berechnung eines Objektpunktes
K	N/mm	Steifigkeit
K	N/mm	Steifigkeitsmatrix
$K_{1, (2,3)}$		Vorfilterfunktion des BP-Rückführzweigs der APC
K_p		Proportionalverstärkung des PI-Geschwindigkeitsregler
K_I		Verstärkung eines Integralreglers
K_v		Proportionalverstärkung des Lagereglers

K_φ	N/rad	Achsbierte Steifigkeit
K_x	N/mm	Kartesische Steifigkeit
λ	nm	Wellenlänge
\tilde{l}	mm	Mittelwert des Radius der Wiederholgenauigkeit
l_i	mm	i -ter Abstand vom Schwerpunkt der Wiederholgenauigkeit oder Hebelarm
L	mm	Länge eines Körpers
ΔL	mm	Längenänderung
μ		Reibkoeffizient
m_i	Nm	Ist-Moment
m_M	kg	Masse von Körper M
m_s	Nm	Soll-Moment
M_x, M_y, M_z	Nm	Moment um x , y oder z -Achse
M_a		$\triangleq M_{\text{Motor}}$
M_{Motor}		Laplace-Transformation des Motormoments
n		Zählvariable
n_d	1/min	Drehzahl
ω	rad/s	Drehzahl im Regelkreis
ω_{Motor}	rad/s	Motordrehzahl
ω_{Last}	rad/s	Lastdrehzahl
ω_s	rad/s	Solldrehzahl
$\dot{\omega}_s$	rad/s ²	Sollwinkelbeschleunigung
Ω_{Last}		Laplace-Transformation der Lastdrehzahl
Ω_{Motor}		Laplace-Transformation der Motordrehzahl
Ω_s		Laplace-Transformation der Solldrehzahl
O_c		Koordinatenursprung von System „c“
p		Parametervektor des kinematischen Robotermodells
${}^B p_A$		Pose von „A“ nach „B“
${}^B p_{\text{Soll}\uparrow}$		Positiv angefahrene Sollpose
${}^B p_{\text{Soll}\downarrow}$		Negativ angefahrene Sollpose
P_n		Punkt „n“
P'		Bildpunkt im Bildkoordinatensystem
P_U	mm	Positionierungsunsicherheit

φ	rad	Achswinkel
φ_{calc}	°	Berechneter Winkel bei Steifigkeitsuntersuchungen
φ_{DMS}	rad	Winkel am direkten Messsystem
φ_{meas}	°	Gemessener Winkel bei Steifigkeitsuntersuchungen
φ_{Motor}	rad	Motor-Istwinkel
φ_s	rad	(Motor)-Sollwinkel
$\varphi_x, \varphi_y, \varphi_z$	rad	Winkel um x , y oder z
$\dot{\varphi}$	rad/s	Winkelgeschwindigkeit (Antriebsseite)
ρ		Pearsonscher Maßkorrelationskoeffizient
r	mm	Nomineller Kreisradius
r_{ij}		Elemente der Drehmatrix
${}^B r_A$		Position „A“ im System „B“
${}^{LT} \tilde{r}_{\text{Ist}}$		Durch LT ermittelte Schwerpunktposition einer Punktwolke
Δr	μm	Radiusabweichung vom Nominalkreis
r_{CW}	mm	Kreisradius bei Kreisfahrt im Uhrzeigersinn
r_{CCW}	mm	Kreisradius bei Kreisfahrt im Gegenuhrzeigersinn
$R_{x(y,z)}$		Rotationsmatrix um $x(y,z)$ -Achse
RP_1	mm	Pose-Wiederholgenauigkeit
RT	mm	Bahn-Wiederholgenauigkeit
s		Parameter der Laplace-Transformation, Differentialglied
S^A		Koordinatensystem „A“
σ		Standardabweichung
σ_1	mm	Standardabweichung der Positions-Wiederholgenauigkeit
σ_{li}	mm	Standardabweichung der Bahn-Wiederholgenauigkeit
θ	rad	Achswinkel (Abtriebsseite)
$\dot{\theta}$	rad/s	Winkelgeschwindigkeit (Abtriebsseite)
τ	°C	Temperatur
$\Delta\tau$	K	Temperaturdifferenz
t	s	Zeitvariable
${}^B t_A$		Translationsvektor, Ursprungsvektor von System „A“
\tilde{t}	mm	Koordinaten des Mittelwerts von \tilde{x} , \tilde{y} oder \tilde{z}
T	s	Zeitpunkt

T		(als Exponent) Transponierte einer Matrix
T_N	s	Nachstellzeit des PI-Geschwindigkeitsregler
$T_{V,1..n}$	s	Optionale Nachstellzeit vor Bandpass / Tiefpass der aktiven Schwingungsdämpfung
T_I	s	Integrationszeit eines Integralreglers
T_A	s	Abtastzeit
T_B^A		Homogene Transformation von System „A“ nach System „B“
u	1/s	Umdrehungen pro Sekunde
u, v		Bildkoordinaten der Kameraebene
$u(t)$		Stellgröße eines Reglers
U_p	mm	Umkehrspanne
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
$V_{i,j}$		Versuch Nr. „i“, Stufe „j“
x		Koordinate x
$\Delta \mathbf{x}_f$		Translatorische und rotatorische Abweichung am TCP
x_c, y_c, z_c		Koordinaten einer Sollpose
x_i, y_i, z_i		Koordinaten der i -ten Istpose
$\tilde{x}, \tilde{y}, \tilde{z}$		Koordinaten des Mittelwerts aller Istposen nach n -maligem Anfahren
x_{ci}, y_{ci}, z_{ci}		Koordinaten des i -ten Punktes auf der Sollbahn
X_{ci}, Y_{ci}, Z_{ci}		Punktkoordinaten eines Punktes auf der Sollbahn
x_{ij}, y_{ij}, z_{ij}		Schnittpunktkoordinaten der i -ten Normalebene mit der j -ten Istbahn
$\tilde{x}_i, \tilde{y}_i, \tilde{z}_i$		Koordinaten des Mittelwerts der i -ten Normalebene
x_k, y_k		In Differenzengleichung transformierte Koordinaten
${}^V x, {}^V y, {}^V z$		Koordinaten im System „V“
y		Koordinate y
z		Koordinate z
$z^{-(n)}$		Digitale Totzeit

Abbildungsverzeichnis

Bild 1.1:	Materialeinsatz am Airbus A350-900 XWB (nach [Hel2008])	1
Bild 2.1:	Übersicht der Einsatzgebiete von Industrierobotern	8
Bild 2.2:	Systemaufbau eines 6-Achs-Roboters und typische Koordinatensysteme.....	10
Bild 2.3:	Leistungskenngrößen von Industrierobotern	12
Bild 2.4:	a) Darstellung der Absolutgenauigkeit AP_p und der Wiederholgenauigkeit RP ; b) Sollposen für die Bestimmung der Genauigkeitskenngrößen im Bauteilkoordinatensystem (nach [ISO9283])	13
Bild 2.5:	Zusammenhang zwischen Absolut- und Wiederholgenauigkeit	14
Bild 2.6:	Bahngenauigkeit und Bahn-Wiederholgenauigkeit.....	17
Bild 2.7:	optionale Prüfbahn mit ausgewählten Punkten	17
Bild 2.8:	Einflussfaktoren auf die Genauigkeit eines Bearbeitungsroboters.....	21
Bild 2.9:	Einflussfaktoren der Steuerung auf die Robotergenauigkeit.....	26
Bild 2.10:	Schematische Kennlinie der nichtlinearen Getriebeachgiebigkeit nach GERSTMANN [Ger1991]	28
Bild 2.11:	Modellierung der Getriebeeinflüsse zwischen zwei Achsen.....	28
Bild 2.12:	Fräskräfte und Fräsgeometrien im Teilschnitt beim Gegenlaufräsen	30
Bild 2.13:	Thermo-energetische Wirkungskette bei Strukturverformungen	32
Bild 2.14:	Innere und äußere Einflüsse auf die Roboterkinematik	32
Bild 2.15:	Thermografieaufnahmen einer kontinuierlichen Robotererwärmung	33
Bild 2.16:	Zeitverlauf der Halltemperatur über vier Messtage	35
Bild 3.1:	Mobile Plattform mit CNC-Roboter und Frässpindel	44
Bild 3.2:	Übersicht der drei eingesetzten zusätzlichen Messsysteme	46
Bild 4.1:	Skizze eines abtriebsseitigen Messsystems an einem Robotergelenk.....	50
Bild 4.2:	Installation der abtriebsseitigen Messsysteme am MABI MAX-150.....	57
Bild 4.3:	Vermessung des Rundlaufs und der Exzentrizität des Messsystems	58
Bild 4.4:	Aufbau eines Einzelachs-Kaskadenreglers bei einem Industrieroboter	60
Bild 4.5:	Erweiterte dezentrale Kaskadenregelung für den Einsatz direkter Messsysteme.....	61
Bild 4.6:	a) Schematische Stribeck-Kurve nach [WMJ2015]; b) Kennlinie der Geschwindigkeitsvorsteuerung.....	64
Bild 4.7:	Mechanisches und regelungstechnisches Ersatzschaltbild des Antriebsstrangs und der Drehzahlregelung mit Übertragungsfunktionen	66

Bild 4.8:	Beispielhafte Amplitudengänge eines Mechanikfrequenzgangs und einer Drehzahlregelstrecke für einen Zweimassenschwinger	67
Bild 4.9:	Funktionsprinzip der <i>Advanced Position Control</i>	68
Bild 4.10:	a) Darstellung der Positionierungsunsicherheit nach KOTHE [Koth2018], b) Auswertung der Positionierungsunsicherheit mit MMS und DMS aus [MSK2017a]	71
Bild 4.11:	Funktionsweise des Kreisformtestgeräts und Auswertung der Kreisformabweichung [MSK2017a]	72
Bild 4.12:	Kreisformtestergebnisse mit direkten Messsystemen und aktivierter Reibkompensation [MSK2017a]	74
Bild 4.13:	Kreisformtests mit Momentenvorsteuerung und angepasster Reibkompensation [MSK2017a]	75
Bild 4.14:	Roboterstellungen für achsindividuelle Steifigkeitsuntersuchungen	78
Bild 4.15:	Nachgiebigkeitskennlinien bei individueller Belastung der Einzelachsen	79
Bild 4.16:	Vergleich der mittleren achsindividuellen Hauptsteifigkeiten mit MMS und DMS	80
Bild 4.17:	Vergleich Nachgiebigkeit Achse 5 und generelle Verkippung	81
Bild 4.18:	Einfluss der Kippnachgiebigkeiten am Beispiel von Achse 1	81
Bild 4.19:	Berechneter und gemessener Winkel im MMS- und DMS-Modus für Achse 1	82
Bild 5.1:	Funktionsprinzip der externen Rückführung von Kameramessdaten an die Robotersteuerung	86
Bild 5.2:	a) Messprinzip mit einer Kamera und Positionswechsel, b) Messung mit zwei parallelen Kameras, c) Messung mit zwei konvergent ausgerichteten Kameras zur Steigerung des gemeinsamen Messvolumens	88
Bild 5.3:	Prinzip der Zentralprojektion im Raum	89
Bild 5.4:	a) Ringmarken, b) ANCO-Marken und c) Koordinatenkreuz mit ANCO-Marken	91
Bild 5.5:	a) Aicon MoveInspect Stereo-Kamerasystem auf Witte-Balken und b) MoveInspect HF Kamera	92
Bild 5.6:	ATCON <i>MoveInspect DPA</i> -System mit CFK-Maßstab und Koordinatenkreuz	93
Bild 5.7:	Evolution des Markenhalters	94
Bild 5.8:	Untersuchung unterschiedlicher Anbaupositionen des Stereo-Kamerasystems	96
Bild 5.9:	Koordinatensysteme und Transformationsbeziehungen für die Einmessung zwischen Lasertracker und Stereo-Kamerasystem	97

Bild 5.10:	a) Aufbau zur Einmessung der Marken des Markenhalters zum Werkzeugkoordinatensystem und b) Darstellung der Messmarken in der Kamerasoftware.....	98
Bild 5.11:	Genauigkeitsanalyse des Stereo-Kamerasystems im Arbeitsraum [MSS2016]	100
Bild 5.12:	Positions- und Orientierungsfehler des statischen Poseregelkreises	102
Bild 5.13:	Messanordnung zur Bestimmung der Positioniergenauigkeit AP_p und Wiederholgenauigkeit RP_l	103
Bild 5.14:	Positioniergenauigkeit AP_p mit aktiviertem und deaktiviertem Kameraregelkreis.....	103
Bild 5.15:	Wiederholgenauigkeit RP_l mit aktiviertem und deaktiviertem Kameraregelkreis.....	104
Bild 5.16:	Übersicht der Signallaufzeiten bei kontinuierlicher Datenauswertung des Stereo-Kamerasystems	106
Bild 5.17:	Einsatz einer konstanten Totzeit zur Synchronisierung von gemessenem Istwert und Sollwert	107
Bild 5.18:	Ausschnitt der externen Reglerkaskade mit Integralregler	110
Bild 5.19:	Testfahrt der optionalen Prüfbahn	111
Bild 5.20:	Optionale Prüfbahn nach ISO 9283 ohne Kameraregelkreis	112
Bild 5.21:	Optionale Prüfbahn nach ISO 9283 mit aktiviertem Kameraregelkreis.....	113
Bild 5.22:	a) Bildausschnitt des Kreissegments und b) Ausschnitt der Rechteckgeometrien	114
Bild 5.23:	Versuchsaufbau für Störgrößenkraftsprung	115
Bild 5.24:	Untersuchung der Auswirkung externer Kräfte	116
Bild 6.1:	Skizze und Querschnitt eines retroreflektierenden Tripelspiegels	120
Bild 6.2:	Interferometer von MICHELSON.....	121
Bild 6.3:	Moderner Aufbau der Zahnradmethode von FIZEAU, vereinfacht.....	122
Bild 6.4:	a) LEICA ABSOLUTE TRACKER AT960, b) LEICA ABSOLUTE TRACKER AT901 und c) LEICA T-MAC TMC-30 (mit freundlicher Genehmigung von LEICA GEOSYSTEMS AG) [HEX2012C, HEX2012A, HEX2015]	124
Bild 6.5:	Versuchsanordnung des externen Lasertracker-Regelkreises	125
Bild 6.6:	Vereinfachte 2D-Skizze zur Orientierungsfehlerabschätzung	126
Bild 6.7:	Endeffektor-Design für die 3D- und 6D-Regelung	127
Bild 6.8:	Kommunikationsschnittstellen zwischen Lasertracker und Siemens-Robotersteuerung	129
Bild 6.9:	Vereinfachter Regelkreislaufbau für eine Positionsregelung	130

Bild 6.10:	Absolutgenauigkeitsuntersuchung in einem würfelförmigen Messvolumen	132
Bild 6.11:	Absolutgenauigkeitsuntersuchung ohne externe Führung	133
Bild 6.12:	Absolutgenauigkeitsuntersuchung mit 3DoF-Regelkreis	133
Bild 6.13:	Absolutgenauigkeitsuntersuchung mit 6DoF-Regelkreis	134
Bild 6.14:	Bahngenauigkeit und Bahn-Wiederholgenauigkeit auf Diagonalbahn [MSK2017b]	135
Bild 6.15:	Anordnung der optionalen Prüfbahn für Versuche ohne Regelung und mit 6D-Regelung	136
Bild 6.16:	optionale Prüfbahn nach ISO 9283 ohne externe Regelung bei vertikaler Ausrichtung	137
Bild 6.17:	optionale Prüfbahn nach ISO 9283 mit Lasertracker-6D-Regelung	137
Bild 6.18:	Reaktion auf Kraftsprung	138
Bild 6.19:	Versuchsaufbau und Prozessparameter des Nutenfräsens	140
Bild 6.20:	Abweichung von der Sollbahn bei einer Fräsanwendung	140
Bild 6.21:	Thermografische Übersicht des IR	142
Bild 6.22:	mittlere Erwärmung der Messfelder für den Versuch V_1	143
Bild 6.23:	Mittlere Erwärmung der Messfelder für den Versuch V_2	144
Bild 6.24:	Relative Abweichung der Sollstellung nach unterschiedlichen Erwärmungsstadien	145
Bild 6.25:	optionale Prüfbahn nach Erwärmung ohne Lasertracker-6D-Regelung	147
Bild 6.26:	Optionale Prüfbahn nach Erwärmung mit 6DoF-Regelung	147
Bild 7.1:	Schematischer Vergleich der Gesamtsysteme in Anlehnung an [Hin2014]	154
Bild 8.1:	Konzeptbild Industrieroboter mit Ausgleichskinematik	160

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Auswirkung der Einflussfaktoren auf die Robotergenauigkeiten	36
Tabelle 4.1: relativer Vergleich der Messprinzipien bezüglich Tauglichkeit an einem IR	54
Tabelle 4.2: Roboterachsdurchmesser des <i>MABI MAX-150</i> und resultierende Winkelauflösung des abtriebsseitigen Messsystems (nach [MSK2017a]).....	56
Tabelle 4.3: Achswinkel der eingesetzten Roboterstellungen für die achsindividuelle Steifigkeitsuntersuchung	77
Tabelle 5.1: Abstände des Stereo-Kamerasystems vom Markenhalter	96
Tabelle 5.2: Nachteile des Messwerts zur Roboterbahn in Abhängigkeit der Bahngeschwindigkeit	107
Tabelle 5.3: Kennwerte der Prüfbahn für extern geregelte und ungeregelte Bahnfahrt.....	114
Tabelle 5.4: Vor- und Nachteile bei der Verwendung eines Stereo-Kamerasystems	118
Tabelle 6.1: Kennwerte der Diagonalbahn	136
Tabelle 6.2: Parameter der Versuchsreihen für die Erwärmung des IR	143
Tabelle 7.1: Unterscheidung der kompensierbaren Fehler nach Messsystem	152
Tabelle 7.2: Genauigkeitssteigerung je Messsystem im Vergleich zu einem Standard-6- Achs-Roboter.....	153

A Anhang: Mathematische Grundlagen und Konventionen

Für eine eindeutige Beschreibung der verwendeten Koordinatensysteme im Raum werden im Folgenden die in dieser Arbeit eingesetzten Konventionen und mathematischen Zusammenhänge erläutert. In der Robotik ist es üblich kartesische, rechtshändige Koordinatensysteme zu verwenden, um die Positionen und Orientierungen von entweder externen Objekten, wie Bauteilen, Messsystemen oder dem Weltbezugssystem oder die internen Lagebeziehungen von Teilstrukturen der Kinematik zu beschreiben.

A.1 Rotation und Translation

Die Lagebeziehung zweier kartesischer Koordinatensysteme im Raum lässt sich in die Rotation und die Translation unterteilen. Jeder Vektor $\mathbf{r} \in \mathbb{R}^3$ kann so über die Beziehung

$$\mathbf{r}^B = \mathbf{R}_B^A \mathbf{r}^A + \mathbf{t}_A^B \quad (\text{A.1})$$

Rotation Translation

von Koordinatensystem S^A nach System S^B transformieren werden. Die Rotationsmatrix $\mathbf{R}_B^A \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ beschreibt die vollständige Drehung des Vektors. Für eine anschauliche Darstellung kann die Rotationsmatrix in drei elementare Drehmatrizen unterteilt werden. Die Definition der Elementardrehungen um die Hauptachsen x , y und z um die Winkel θ_x , θ_y und θ_z erfolgt gemäß

$$\mathbf{R}_x(\theta_x) = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta_x & -\sin \theta_x \\ 0 & \sin \theta_x & \cos \theta_x \end{pmatrix}, \quad (\text{A.2})$$

$$\mathbf{R}_y(\theta_y) = \begin{pmatrix} \cos \theta_y & 0 & \sin \theta_y \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_y & 0 & \cos \theta_y \end{pmatrix} \text{ und} \quad (\text{A.3})$$

$$\mathbf{R}_z(\theta_z) = \begin{pmatrix} \cos \theta_z & -\sin \theta_z & 0 \\ \sin \theta_z & \cos \theta_z & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (\text{A.4})$$

Für die Berechnung der Gesamtrrotationsmatrix nach TAIT und BRYAN wird eine Kombination von rechtsseitigen Multiplikationen aus drei Elementardrehungen um drei unterschiedliche raumfeste (extrinsische) oder mitdrehende (intrinsische) Koordinatenachsen durchgeführt [USR2013]. Eine in der Luftfahrt und Robotik weitverbreitete *Tait-Bryan*-Rotation ist die *Roll-Pitch-Yaw* (Roll-Nick-Gier)-Konvention, bei welcher zunächst um die raumfeste x -Achse (Rollen), dann um die raumfeste y -Achse (Nicken) und schließlich um die raumfeste z -

Achse (Gieren) gedreht wird. Die Gesamttrotation lässt sich mit den Vereinfachungen $s\theta := \sin\theta$ und $c\theta := \cos\theta$ darstellen als

$$\begin{aligned} \mathbf{R}_{\text{RPY}} &= \mathbf{R}_z(\theta_z)\mathbf{R}_y(\theta_y)\mathbf{R}_x(\theta_x) \\ &= \begin{pmatrix} c\theta_y c\theta_z & s\theta_x s\theta_y c\theta_z - c\theta_x s\theta_z & c\theta_x s\theta_y c\theta_z + s\theta_x s\theta_z \\ c\theta_y s\theta_z & s\theta_x s\theta_y s\theta_z + c\theta_x c\theta_z & c\theta_x s\theta_y s\theta_z - s\theta_x c\theta_z \\ -s\theta_y & s\theta_x c\theta_y & c\theta_x c\theta_y \end{pmatrix}. \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

Die gleiche Darstellung lässt sich erzeugen, wenn statt um die raumfesten Achsen, um mitdrehende Achsen rotiert wird. Jedoch muss aufgrund der nicht-kommutativen Eigenschaften der Matrixmultiplikation für diesen Fall mit dem Gieren begonnen werden. Diese Konvention wird daher auch als z, y', x'' -Konvention bezeichnet und bietet sich vor allem für eine anschauliche Repräsentation an. Um umgekehrt aus der Rotationsmatrix auf die einzelnen Drehwinkel zurückzuschließen kann die $\arctan2$ -Funktion genutzt werden. Die ausführlichen Berechnungsschritte und Eigenschaften können KOTHE [Koth2018] oder BORRMANN [Bor2016] entnommen werden.

Als weiterer Parameter für die vollständige Transformation wird die Translation benötigt. Der Translationsvektor ${}^B\mathbf{t}_A \in \mathbb{R}^3$ beschreibt den Ursprungsvektor von S^A im System S^B . Gemeinsam mit der Rotation ergibt sich so der Zusammenhang nach (A.1).

A.2 Homogene Transformation

Für die in der Robotik häufig genutzten Transformationen ist die Darstellung nach (A.1) unständig, sobald mehrere aufeinanderfolgende Transformationen durchgeführt werden sollen. Alternativ bietet sich daher die Kombination der Rotation und Translation in einer gemeinsamen Matrix, auch homogene Matrix genannt, an. Diese ist definiert als

$$\mathbf{T}_B^A = \begin{pmatrix} \mathbf{R}_B^A & {}^B\mathbf{t}_A \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \in \mathbb{R}^{4 \times 4}. \quad (\text{A.6})$$

Mithilfe von (A.6) und der Erweiterung des Vektors ${}^A\mathbf{r}$ in die homogene Darstellung ${}^A\mathbf{x} = ({}^A\mathbf{r}, 1)^T$ lässt sich (A.1) so in die Form

$${}^B\mathbf{x} = \mathbf{T}_B^A {}^A\mathbf{x} \quad (\text{A.7})$$

erweitern. Der Vorteil der homogenen Transformation wird anschaulich klar, wenn man die Verkettung homogener Transformationen betrachtet. So gilt:

$$\mathbf{T}_N^0 = \prod_{i=1}^N \mathbf{T}_{N-i+1}^{N-i} = \mathbf{T}_N^{N-1} \dots \mathbf{T}_2^1 \mathbf{T}_1^0, \quad \text{mit } i, N \in \mathbb{N}. \quad (\text{A.8})$$

In der Robotik werden kinematischen Ketten häufig als solche Multiplikation homogener Transformationsmatrizen dargestellt. Um auch den entgegengesetzten Weg von S^B nach S^A berechnen zu können, wird die Rückwärtstransformation benötigt. Diese ergibt sich zu

$$\mathbf{T}_A^B = \left(\mathbf{T}_B^A\right)^{-1}. \quad (\text{A.9})$$

Unter Berücksichtigung der Orthonormalität der Rotationsmatrix mit der Beziehung

$$\mathbf{R}_B^A \left(\mathbf{R}_B^A\right)^T = \mathbf{E} \quad (\text{A.10})$$

muss keine numerische Inverse der homogenen Transformation berechnet werden. Stattdessen gilt [Ste2006]

$$\mathbf{T}_A^B = \left(\mathbf{T}_B^A\right)^{-1} = \begin{pmatrix} \left(\mathbf{R}_B^A\right)^T & -\left(\mathbf{R}_B^A\right)^T \mathbf{B} \mathbf{t}_A \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (\text{A.11})$$

A.3 Posedefinition

Eine Pose beschreibt ebenfalls die räumliche Lage zwischen zwei Koordinatensystemen im dreidimensionalen Raum und dient aufgrund der kompakten Schreibweise als Kurzform einer homogenen Transformation. Nach [ISO8373] geschieht dies als vektorielle Darstellung der Position und Orientierung. Jede homogene Transformationsmatrix \mathbf{T}_B^A lässt sich als Posevektor $\mathbf{p} \in \mathbb{R}^6$ mit dem Translationsterm $(t_x, t_y, t_z)^T$ und dem Rotationsterm $(\theta_x, \theta_y, \theta_z)^T$ beschreiben.

$${}^B \mathbf{p}_A = {}^B (\mathbf{t}, \boldsymbol{\theta})_A^T = {}^B (t_x, t_y, t_z, \theta_x, \theta_y, \theta_z)_A^T \in \mathbb{R}^6 \quad (\text{A.12})$$

Der Translationsterm kann direkt aus der homogenen Matrix entnommen werden, während die Bestimmung des Rotationsterms abhängig von der gewählten Winkelkonvention ist. Aufgrund nicht kommutativer Rotationsmatrixmultiplikationen und der freien Wahl von mitdrehenden oder raumfesten Achsen ergeben sich je nach Konvention unterschiedliche Rotationswinkel. Daher ist für eine Rückrechnung eines Posevektors in eine homogene Transformation stets das Wissen über die verwendete Winkelkonvention notwendig. In [Bor2016] werden die drei häufigsten Konventionen in der Robotik und deren Berechnung dargestellt. Es handelt sich dabei um die *Roll-Pitch-Yaw-* (Roll-Nick-Gier-), die *Euler-Winkelkonvention* und die Darstellung in *Quaternionen*, wobei der Posevektor im letztgenannten Fall aus vier Elementen besteht.

Die Wahl eines Posevektors gegenüber einer homogenen Transformation erleichtert insbesondere die Bahnprogrammierung von Robotern aufgrund der deutlich kürzeren Schreibweise. Zumeist bezieht sich eine Roboterpose dabei auf die Beschreibung der Position und Orientierung des TCP im Roboterbasis- oder Bauteilkoordinatensystem.

Lebenslauf

Name: Christian Möller
Geburtsdatum: 03.05.1986
Geburtsort: Hannover
Nationalität: Deutsch

SCHULBILDUNG

08/1992 – 07/1998 Grundschule und Orientierungsstufe Gartenheimschule Hannover
08/1998 – 06/2005 Ganztagsgymnasium Herschelschule Hannover

ZIVILDIENTST

07/2005 – 04/2006 Zivildienst im KRH Hannover

STUDIUM

10/2006 – 02/2012 Diplom-Studiengang der Elektrotechnik – Schwerpunkt: Automatisierungstechnik an der Leibniz Universität Hannover

BERUFLICHER WERDEGANG

12/2010 – 03/2011 Fachpraktikum bei der IAV GmbH in Gifhorn im Bereich Systemdesign und Mechatronik
seit 06/2012 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer IFAM Stade
seit 2018 Stv. Gruppenleiter am Fraunhofer IFAM Stade

FORSCHUNGSSCHWERPUNKTE

Automatisierungstechnik
Prozessautomatisierung
Messtechnik
Robotik

Der Anspruch an ökoeffizientes Fliegen und ein steigender Bedarf nach Passagierflugzeugen führen bei den Herstellern und Zulieferern zu notwendigen Anpassungen der Fertigungsstrategien von Großstrukturbauteilen, insbesondere durch den weitreichenden Einsatz von Verbundmaterialien. Einen flexiblen Ansatz für die notwendige Bearbeitung stellen Industrieroboter dar, deren Genauigkeitskennwerte derzeit jedoch nicht ausreichen, um den Toleranzen der Luftfahrtindustrie zu genügen. Diese Arbeit untersucht drei unterschiedliche Messsysteme, welche für die Genauigkeitssteigerung eines Industrieroboters genutzt werden können. Dabei wird zwischen internen, abtriebsseitigen Winkelmesssystemen und externen Posemesssystemen, wie einer Stereo-Kamera und einem Lasertracker differenziert. Die so gewonnenen zusätzlichen Messinformationen werden direkt in der Robotersteuerung verarbeitet und erlauben eine Erweiterung der Roboterregelungsstrategie. Die Ergebnisse zeigen deutliche Genauigkeitssteigerungen und Potential für die Großbauteilbearbeitung.

ISBN 978-3-8396-1600-0



9 783839 616000