

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für

Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik

Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung metallischer Werkstoffe mit Industrierobotern

Oliver Rösch

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Eberhard Abele,
Technische Universität Darmstadt

Die Dissertation wurde am 22.07.2014 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 21.11.2014 angenommen.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen	V
1 Einführung	1
2 Stand der Forschung und Technik	3
2.1 Kapitelüberblick	3
2.2 Grundlagen	3
2.2.1 Das Fertigungsverfahren Fräsen.....	3
2.2.1.1 Kennzeichen und Verfahrensvarianten	3
2.2.1.2 Prozessgrößen.....	5
2.2.1.3 Wechselwirkung von Zerspanungsprozess und Maschine.....	7
2.2.1.4 Maschinenkonzepte zur Fräsbearbeitung	10
2.2.2 Arbeitsgenauigkeit von Bearbeitungsrobotern.....	12
2.3 Ansätze zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit	16
2.3.1 Zellenkalibrierung	16
2.3.2 Versteifung des Roboters	19
2.3.3 Passiver Toleranzausgleich	21
2.3.4 Anwendungsorientierte Regelungsstrategien.....	22
2.3.4.1 Kraftregelung.....	22
2.3.4.2 Direkte Positionsregelung	23
2.3.4.3 Modellbasierte Positionsregelung	24
2.3.4.4 Abtriebsseitige Achsregelung	29
2.3.5 Offline-Bahnkorrektur.....	30
2.4 Zusammenfassung und Handlungsbedarf.....	32
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	35
4 Voruntersuchungen.....	37
4.1 Kapitelüberblick	37
4.2 Roboterzelle zur Durchführung der Versuche.....	37

4.3	Untersuchung der Genauigkeit des unbelasteten Robotersystems	39
4.3.1	Zellenkalibrierung.....	39
4.3.1.1	Werkzeugkalibrierung	39
4.3.1.2	Umgebungskalibrierung	41
4.3.2	Bahnverhalten des unbelasteten Robotersystems	45
4.4	Zerspanungsversuche	51
4.4.1	Bearbeitung geradliniger Bahnen	51
4.4.2	Bearbeitung praxisrelevanter Konturen.....	58
4.5	Experimentelle Modalanalyse des Roboters.....	60
4.5.1	Funktionsweise des verwendeten Messsystems	60
4.5.2	Vorgehen bei der Modalanalyse	61
4.6	Fazit der Voruntersuchungen	67
5	Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit.....	69
5.1	Anforderungen an die Methodik	69
5.2	Konzeption der Methodik	70
6	Modellbasierte Positionsregelung	73
6.1	Kapitelüberblick.....	73
6.2	Modellierung des Nachgiebigkeitsverhaltens des Roboters	73
6.2.1	Anforderungen an das Modell	73
6.2.2	Grundlagen der Vorwärtskinematik	74
6.2.3	Aufbau des Steifigkeitsmodells	78
6.3	Vorgehen zur Identifikation der Steifigkeitsparameter des Roboters.....	84
6.3.1	Anforderungen und Grundprinzip	84
6.3.2	Auswahl des Messsystems.....	85
6.3.3	Identifikation einer geeigneten Messkonfiguration	88
6.3.4	Aufbau und Durchführung der Messung.....	91
6.3.5	Messdatenauswertung.....	95
6.4	Validierung des Steifigkeitsmodells	103

6.5	Regler zur Abdrängungskompensation	106
6.5.1	Anforderungen an den Regler	106
6.5.2	Struktur des Reglers	106
6.5.2.1	Mittelung und Filterung der Prozesskraft	110
6.5.2.2	Schwingungserkennung	113
6.5.2.3	Austrittserkennung	114
6.5.2.4	Inferenz und Defuzzifizierung	115
6.5.3	Test des Fuzzy-Reglers	116
6.6	Fazit	120
7	Wahl geeigneter Prozessparameter	123
7.1	Kapitelüberblick	123
7.2	Experimentelle Ermittlung von Stabilitätskarten	123
7.3	Prozesseitige Maßnahmen zur Verringerung der Ratterneigung	128
7.3.1	Ausnutzung der Drehzahlabhängigkeit des Stabilitätsverhaltens	128
7.3.1.1	Grundlagen	128
7.3.1.2	Umsetzung	129
7.3.2	Einsatz von Werkzeugen mit ungleicher Teilung	132
7.3.2.1	Grundlagen	132
7.3.2.2	Umsetzung	135
7.3.3	Periodische Spindeldrehzahlvariation	137
7.3.3.1	Grundlagen	137
7.3.3.2	Umsetzung	138
7.4	Fazit	142
8	Validierung und Bewertung der Methodik	143
8.1	Kapitelüberblick	143
8.2	Validierung der Methodik	143
8.3	Technische Bewertung	144
8.3.1	Modellbasierte Positionsregelung	144

8.3.2	Reduktion der Ratterneigung	145
8.4	Wirtschaftliche Bewertung	146
9	Zusammenfassung und Ausblick	151
10	Literaturverzeichnis	155
11	Anhang.....	171
11.1	Identifikation einer geeigneten Messkonfiguration	171
11.2	Validierung des Steifigkeitsmodells	172
11.3	Verzeichnis betreuter Studienarbeiten	174
11.4	Zusammenstellung der im Rahmen der Dissertation genannten Unternehmen.....	175
11.5	Zusammenstellung der im Rahmen der Dissertation verwendeten Software	177
11.6	Zusammenstellung der im Rahmen der Dissertation verwendeten Fräswerkzeuge	177

Verzeichnis der Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
1D	eindimensional
3D	dreidimensional
6D	sechsdimensional
CAD	Computer Aided Design (rechnerunterstütztes Konstruieren)
CAM	Computer Aided Manufacturing (rechnerunterstützte Fertigung)
CCD	Charge-Coupled Device (ladungsgekoppeltes Bauteil)
CPU	Central Processing Unit
DGQ	Deutsche Gesellschaft für Qualität
DH	Denavit-Hartenberg
DIN	Deutsches Institut für Normung e. V.
EN	Europäische Norm
GPS	Global Positioning System
HA	High Accuracy
HAM	Hartmetallwerkzeugfabrik Andreas Maier GmbH
HM	Hayati-Mirmirani
IFR	International Federation of Robotics
IPO	Input-Process-Output
ISO	International Organization for Standardization
<i>iwb</i>	Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München
KMG	Koordinatenmessgerät
KMP	Kraftmessplattform

KMS	Kraft-Momenten-Sensor
KRL	KUKA Robot Language
KS	Koordinatensystem
LDV	3D-Scanning-Laser-Doppler-Vibrometer
MAS	Materialabtragssimulation
MKS	Mehrkörpersystem
MOPS	Multi-Objective Parameter Synthesis
NC	Numerical Control
NCG	NC-Gesellschaft
PDV	periodische Drehzahlvariation
RSI	Robot Sensor Interface
SCM	Baureihe von Vollhartmetall-Fräsern der MAPAL Dr. Kress KG
SSV	Spindle Speed Variation (periodische Drehzahlvariation)
TCP	Tool-Center-Point
USB	Universal Serial Bus
VDI	Verein Deutscher Ingenieure e. V.
VDMA	Verband Deutscher Maschinen- und Anlagenbau e. V.
VWU	Veitschegger-Wu

Lateinische Buchstaben

Größe	Einheit	Bedeutung
a	mm	Abstand zweier Gelenke in x-Richtung
a_{cr}	mm	Grenzschnitttiefe
a_e	mm	Arbeitseingriff
a_p	mm	Schnitttiefe

A	-	Faktor zur Beschreibung der Drehzahl bei PDV
\mathbf{A}	-	Matrix der Drehmomenten-Abweichung in allen Gelenken und um alle Achsen zur optimalen Drehmomenten-Matrix
\mathbf{A}	-	Vektor aller Gelenkwinkel eines Roboters
A_{Basis}	°	Richtungskoordinate im Basis-Koordinatensystem
A_i	°	Gelenkwinkel der Achse i
A_s	N	Kraftamplitude
b	mm	Abstand zweier Gelenke in y-Richtung
b_i	mm	y-Achsabschnitt einer Geraden i
\mathbf{b}_i^j	-	Basisvektor in i -Richtung im Zustand j
B	-	Faktor zur Beschreibung der Drehzahl bei PDV
B_{Basis}	°	Richtungskoordinate im Basis-Koordinatensystem
\mathbf{B}_i^j	-	Orthonormalbasis des Körpers i im Zustand j
c	Nm/rad	Steifigkeit einer Drehfeder
\mathbf{c}_i	-	Vektor der Rotationssteifigkeiten des Gelenks i
c_{ji}	Nm/rad	Rotationssteifigkeit um die j -Achse des Gelenks i
C_{Basis}	°	Richtungskoordinate im Basis-Koordinatensystem
d	mm	Abstand zweier Gelenke in z-Richtung
d	s	Dauer einer Umdrehung des Fräasers
D	mm	Durchmesser eines Fräasers
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
f	mm	Auslenkung eines Punktes
f	Hz	Frequenz
f_B, f_E	°	Auslenkung am Balkenende im Modell Biegebalken bzw. Ersatzfeder

f_n	$\mu\text{m}/\text{N}$	auf die Aktorkraft normierten Auslenkung eines Messpunktes
f_{ratter}	Hz	Ratterfrequenz
f_z	mm	Zahnvorschub
F	N	Kraft
F	N	Zerspankraft
\mathbf{F}	N	Kraftvektor
F_β, F_γ	°	Winkel des Kraftangriffs um die y- bzw. die z-Achse
F_a	N	Aktivkraft
F_B	N	Betrag der Zerspankraft
F_c	N	Schnittkraft
\mathbf{F}_d	-	Vektor der defuzzifizierten Kraft
F_f	N	Vorschubkraft
\mathbf{F}_f	-	Vektor der gefilterten Kraft
F_i	N	Kraft in i -Richtung
\mathbf{F}_m	-	Vektor der gemittelten Kraft
F_p	N	Passivkraft
$F_{Stör}$	N	Störkraft
G	-	Gütefaktor der Drehmomentenverteilung
$G(s)$	-	Übertragungsfunktion eines Systems
I_z	m^4	Flächenträgheitsmoment um die z-Achse
\mathbf{K}_i	-	Matrix zur Beschreibung des Koordinatensystems des Armteils oder der Roboter-Achse mit dem Index i
$\mathbf{K}_{i,abs}^{j \rightarrow k}$	-	Rotationsmatrix vom Zustand j zum Zustand k des Körpers i im globalen KS

$\mathbf{K}_{i,rel}^{j \rightarrow k}$	-	Rotationsmatrix vom Zustand j zum Zustand k des Körpers i im lokalen KS
l	mm	Länge eines Balkens
l_1, l_2	mm	Hebelarme
m	mm	Länge eines Balkens
m_i	-	Steigung einer Geraden i
M	Nm	Drehmoment
\mathbf{M}	-	Matrix der Drehmomente aller Gelenke um alle Achsen
\mathbf{M}_i	-	Vektor der wirkenden Drehmomente im Gelenk i
M_{ji}	Nm	Drehmoment um die j -Achse des Gelenks i
\mathbf{M}_{norm}	-	auf das Getriebemoment der ersten Achse normierte Drehmomenten-Matrix
$\mathbf{M}_{norm}^{optimal}$	-	optimale normierte Drehmomenten-Matrix
n	U/min	Spindeldrehzahl
\mathbf{n}	-	Normalenvektor
$n(t)$	U/min	Drehzahl zum Zeitpunkt t
n_{min}	U/min	Drehzahl, ab der kein strukturseitiges Rattern aufgrund des Regenerativeffekts mehr auftritt
N	-	Ordnung eines Rattersacks
N_A	U/min	Amplitude der Drehzahlvariation
$N_i(j\omega)$	m/N	Nachgiebigkeitsfrequenzgang in i -Richtung ($i = x, y, z$)
N_e	m/N	dynamische Nachgiebigkeit
N_0	U/min	mittlere Drehzahl bei PDV
\mathbf{p}_F	Ns	Impulsvektor der Schnittkraft
\mathbf{p}'_F	Ns	Impulsvektor der Schnittkraft vor einer Umdrehung des Fräsers

ΔP	°	Anstiegswert der Teilung zweier benachbarter Zähnepaare bei regelmäßig ungleichgeteilten Fräsern
P_0	°	Startwert der Teilung eines Fräsers
\mathbf{p}_{Fd}	Ns	Impulsvektor der Schnittkraft während der letzten Umdrehung des Fräsers
P_i	-	Punkt mit dem Index i
P_i	°	Teilungswinkel zwischen der Schneide i und der Schneide $(i - 1)$
P_i^j	-	Messpunkt i im Zustand j
$P_{i,j}$	mm	Koordinate des Punkts i in j -Richtung
\mathbf{r}	-	Verbindungsvektor zweier Punkte
r_i	mm	Komponente des Vektors \mathbf{r} in i -Richtung
r_{ji}	mm	Komponente des Verbindungsvektors zwischen dem Gelenk i und dem TCP in j -Richtung
R	-	Renard-Faktor
$\mathbf{R}_{abs}^{j \rightarrow k}$	-	Rotationsmatrix der Relativbewegung zwischen zwei Körpern vom Zustand j zum Zustand k im absoluten KS
\mathbf{R}_i	-	Rotationsmatrix von \mathbf{T}_i
RVA	-	Amplitudenverhältnis der PDV
RVF	-	Frequenzverhältnis der PDV
$\delta \mathbf{t}$	-	Vektor der kraftbedingten Verlagerung des TCP
\mathbf{t}	-	Vektor der Positionskoordinaten der TCP des unbelasteten Roboters
$\hat{\mathbf{t}}$	-	Vektor der Positionskoordinaten der TCP des belasteten Roboters
\mathbf{t}_i	-	Translationsvektor von \mathbf{T}_i
T	s	Periodendauer einer Schwingung

T_{ges}	-	Koordinatentransformation einer kinematischen Kette
T_i	-	homogene Transformationsmatrix zwischen den Koordinatensystemen i und $(i - 1)$
\hat{T}_i	-	um die elastische Verformung verdrehte Transformationsmatrix T_i
$T_R(i)$	-	Transformationsmatrix einer Rotation um die Achse i
$T_T(i)$	-	Transformationsmatrix einer Translation entlang der Achse i
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit
x	mm	Verlagerung
x, y, z	-	Koordinatenrichtungen
$X_{Basis},$ $Y_{Basis},$ Z_{Basis}	mm	Positionskoordinaten im Basis-Koordinatensystem
$x_{Basis},$ $y_{Basis},$ z_{Basis}	-	Basisvektoren des Basis-Koordinatensystems
z	-	Zähnezahl eines Fräasers

Griechische Buchstaben

Größe	Einheit	Bedeutung
α, β	°	Rotationswinkel um die x- und die y-Achse
$\alpha, \beta, \gamma, \delta$	°	Teilungswinkel der Schneiden eines Fräasers
α_E, α_B	°	Verdrehwinkel am Balkenende im Modell Ersatzfeder bzw. Biegebalken
α_i, β_i	°	Rotationswinkel um die x- und die y-Achse des Gelenks i

$\hat{\alpha}_i, \hat{\beta}_i, \hat{\gamma}_i$	°	kraftbedingte Verdrehung des Gelenks i um die lokale x-, y- bzw. z-Achse
ε	rad	Phasenverschiebung zwischen der Schwingung einer Schneide und der Oberflächenwelligkeit des Werkstücks
Θ_i	rad	Winkel des Gelenks i
$\Delta\Theta$	°	Teilungsunterschied benachbarter Zahnepaare bei regelmäßig ungleichgeteilten Fräsern
μ_i	-	Wert der Zugehörigkeit zum Fuzzy-Set i
π	-	Kreiszahl
σ	-	Standardabweichung
ω	rad/s	Kreisfrequenz
ω_r	rad/s	Kreisfrequenz einer Ratterschwingung
Ω	rad/s	Winkelgeschwindigkeit eines Fräasers

Sonstige Zeichen

Größe	Einheit	Bedeutung
\times	-	Kreuzprodukt zweier Vektoren
\cdot	-	Skalarprodukt
\approx	-	ungefähr gleich
$a := b$	-	Zuweisung (a wird der Wert von b zugewiesen)
$./$	-	elementweise Division
Σ	-	Summenzeichen
\in	-	Elementzeichen
\mathbb{R}	-	Vektorraum
$—$	-	arithmetischer Mittelwert aller Einträge einer Matrix
$\mathbf{0}$	-	Nullvektor

- $(\)^T$ - Transponierte einer Matrix
- $a : b : c$ - arithmetische Folge zwischen den Grenzen a und c mit der Schrittweite b
- $atan2(\)$ - Arkustangens-Funktion mit zwei Argumenten, um den zugehörigen Winkel im korrekten Quadranten zu bestimmen:

$$atan2(y, x) = \begin{cases} \arctan(y/x) & x > 0 \\ \arctan(y/x) + \pi & y \geq 0, x < 0 \\ \arctan(y/x) - \pi & y < 0, x < 0 \\ \quad + \pi/2 & \text{für } y > 0, x = 0 \\ \quad - \pi/2 & y < 0, x = 0 \\ \text{undefiniert} & y = 0, x = 0 \end{cases}$$

1 Einführung

Die Wertschöpfung am Produkt mit Hilfe spanender Fertigungsverfahren bildet eine elementare Säule der industriellen Produktionstechnik (BIERMANN & WEINERT 2008). Das Fräsen repräsentiert nach DIN 8580 einen Vertreter aus dieser Verfahrensgruppe, welchem aufgrund der hohen erreichbaren Fertigungsgenauigkeit sowie der großen Gestaltungs- und Formenvielfalt enorme Bedeutung zukommt (FRITZ 1998, DENKENA & TÖNSHOFF 2011). Fräsmaschinen und Bearbeitungszentren verzeichneten hinsichtlich des Produktionsvolumens der spanenden Werkzeugmaschinen im Jahr 2011 einen Anteil von ca. 35 % (VDW 2013). Um die Wettbewerbsfähigkeit der produzierenden Unternehmen in Deutschland zu wahren, werden künftig hochproduktive Fertigungsanlagen mit geringen Investitions- und Betriebskosten benötigt (ABELE & REINHART 2011). Diesbezüglich stellt der Einsatz von Industrierobotern als Führungskinetik für Zerspanaufgaben ein enormes Potenzial dar. Sechs-Achs-Industrieroboter, wie sie in der industriellen Praxis überwiegend für Handhabungs- und Schweißaufgaben verwendet werden, verfügen, verglichen mit Werkzeugmaschinen, über einen deutlich größeren Arbeitsraum bei zugleich geringeren Investitionskosten (ABELE ET AL. 2005). Aufgrund der hohen Beweglichkeit ist eine spanende 5-Achs-Bearbeitung möglich, so dass auch komplexe Werkstücke gefertigt werden können. Dadurch, dass über entsprechende Spannsysteme der Endeffektor (z. B. eine Frässpindel oder eine Schweißzange) gewechselt werden kann, sind Industrieroboter sehr flexibel und können an unterschiedliche Aufgaben angepasst werden.

Trotz dieser Vorzüge werden lediglich ca. 1,7 %¹ (2745 Einheiten) der in Deutschland aktiven Industrieroboter zum mechanischen Schneiden, Schleifen, Entgraten, Fräsen und Polieren eingesetzt (IFR Statistical Department 2013). Dieser seit dem Jahr 2003 rückläufige Anteil (IFR Statistical Department 2009, IFR Statistical Department 2013) ist auf die geringe erzielbare Genauigkeit bei der Zerspanung mit Industrierobotern zurückzuführen. Standard-Fräsmaschinen besitzen eine erreichbare Fertigungsgenauigkeit von wenigen Mikrometern (WECK & BRECHER 2005). Bei Fräsrobotern hingegen liegt diese im Bereich von 0,5 bis 1 mm (WEIGOLD 2008). Die Ursache hierfür ist überwiegend in der niedrigen statischen und dynamischen Steifigkeit der Roboterstruktur begründet, wodurch es bei der Bearbeitung zu Ratterschwingungen und zur Abdrängung des Werkzeugs von der programmierten Bahn kommt. Deshalb ist trotz der dargestellten Vorteile der wirtschaftliche Betrieb von Bearbeitungsrobotern zur Zerspanung auf wenige Einsatzgebiete beschränkt. Die aktuellen Anwendungsfelder, wie beispielsweise das Entfernen von Gussgraten

¹ Zahl aus dem Jahr 2012

oder die Fertigung von Holz- und Kunststoffbauteilen, zeichnen sich durch geringe Genauigkeitsanforderungen sowie niedrige Zerspankräfte aus. Eine im Rahmen des Forschungsprojekts ADVOCUT durchgeführte Umfrage mit drei Roboterherstellern, sechs Systemanbietern und drei potenziellen Anwendern ergab, dass eine deutliche Erweiterung der Einsatzfelder von Fräsrobotern möglich ist (ABELE 2007). So sehen die Befragten den Roboter als geeignet, um sowohl Aufgaben, welche derzeit mit hohem Aufwand manuell ausgeübt werden, durchzuführen, als auch Bearbeitungsprozesse von konventionellen Universalmaschinen zu übernehmen. Hierfür wird allerdings die geringe Genauigkeit als Grenze für eine flächendeckende Nutzung gesehen. Erfahrungen aus bereits installierten Anlagen der *A-Quadrat Automation GmbH* zeigen, dass Roboterzellen im Vergleich zu Werkzeugmaschinen im Durchschnitt eine auf den Maschinenstundensatz bezogene Einsparung von ca. 30 % erreichen (STEIN & WEIGOLD 2006). Die Forderung nach hochproduktiven Fertigungsanlagen mit geringen Investitions- und Betriebskosten zur Sicherung des Produktionsstandortes Deutschland kann also prinzipiell durch den Einsatz von Bearbeitungsrobotern erfüllt werden.

Das primäre Ziel der vorliegenden Arbeit ist es deshalb, eine Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung metallischer Werkstoffe mit Industrierobotern zu entwickeln. Hierbei ist neben der erreichbaren Genauigkeitssteigerung auch die Produktivität des roboterbasierten Fertigungssystems von großer Bedeutung. Um die Praxistauglichkeit zu wahren, muss auf kostenintensive Zusatzaktuatorik und -sensorik verzichtet werden und der Aufwand zur Umsetzung im industriellen Umfeld minimal sein.

2 Stand der Forschung und Technik

2.1 Kapitelüberblick

In *Kapitel 2* wird zur Identifikation des Ausgangspunkts dieser Arbeit der aktuelle Stand der Forschung und Technik auf dem Gebiet der roboterbasierten Zerspanung diskutiert. Dabei werden zunächst die Grundlagen des Fertigungsverfahrens Fräsen beschrieben. Dies umfasst die unterschiedlichen Verfahrensvarianten, die wesentlichen Prozessgrößen, die Wirkprinzipien möglicher selbst- und fremderregter Schwingungen sowie gängige Maschinenkonzepte. Im Anschluss wird die Arbeitsunsicherheit als Maß für die Arbeitsgenauigkeit einer Fertigungsanlage eingeführt und gezeigt, wie sich diese für Sechs-Achs-Industrieroboter zusammensetzt. Darauf aufbauend werden prinzipiell geeignete Ansätze zur Genauigkeitssteigerung von Fräsrobotern detailliert dargestellt und daraus der Handlungsbedarf für diese Arbeit abgeleitet.

2.2 Grundlagen

2.2.1 Das Fertigungsverfahren Fräsen

2.2.1.1 Kennzeichen und Verfahrensvarianten

Beim Fräsen wird ein rotierendes Werkzeug mit meist mehreren geometrisch bestimmten Schneiden durch ein Werkstück geführt, wobei Späne abgehoben werden. Die Werkstückform ergibt sich aus der Geometrie des Werkzeugs und der Relativbewegung zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug, so dass nahezu beliebig geformte Werkstückflächen erzeugt werden können. Im Gegensatz zum Drehen befinden sich beim Fräsen die Schneiden des Werkzeugs nicht kontinuierlich im Eingriff, da bei jeder Werkzeugumdrehung der Schnitt mindestens einmal unterbrochen ist. Wie *Abbildung 2.1* zeigt, können die Fräsverfahren nach DIN 8589-3 in Plan-, Rund-, Schraub-, Wälz-, Profil- und Formfräsen unterteilt werden.

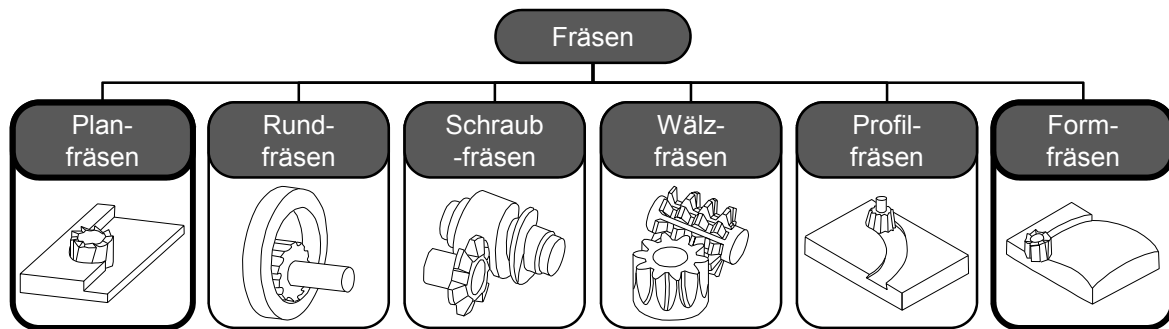


Abbildung 2.1: Fräsverfahren nach DIN 8589-3 (für diese Arbeit relevante Verfahren sind hervorgehoben)

Das *Planfräsen* dient zur Herstellung ebener Flächen durch eine geradlinige Vorschubbewegung. Nach der Art des Werkzeugeingriffs kann hierbei zwischen dem Umfangs-, dem Stirn- und dem Umfangs-Stirn-Planfräsen unterschieden werden. Durch *Rundfräsen* können kreiszylindrische Innen- oder Außenflächen erzeugt werden, wobei zusätzlich zum Werkzeug meist auch das Werkstück rotiert. Es ist im Vergleich zum Drehen nur in Ausnahmefällen wirtschaftlich, z. B. wenn dadurch die Komplettbearbeitung eines Bauteils auf einer Maschine ermöglicht wird. Mittels *Schraubfräsen* lassen sich durch eine wendelartige Vorschubbewegung helixförmige Werkstückflächen herstellen. Dieses Verfahren wird beispielsweise zur Fertigung von Gewinden oder Zylinderschnecken eingesetzt. Das *Wälzfräsen* ist eines der wichtigsten Verfahren zur Erzeugung von Zahnrädern, wobei sich ein Werkzeug mit Bezugsprofil während des Zerspanungsvorgangs auf dem Werkstück abwälzt. Beim *Profilfräsen* bildet sich das Profil des Fräasers auf dem Werkstück ab. Auf diese Weise können z. B. Schwalbenschwanzführungen, T-Nuten oder Zahnräder hergestellt werden. Das *Formfräsen* gilt als das wichtigste Fräsverfahren im Werkzeug- und Formenbau. Dabei wird die Vorschubbewegung in bis zu fünf Achsen gesteuert, so dass Freiformflächen, also Flächen mit konvex und/oder konkav gekrümmten Bereichen, erzeugt werden können (FRITZ 1998).

Prinzipiell könnten mit Fräsrobotern alle Fräsverfahren nach DIN 8589-3 durchgeführt werden. Da beim Rund-, Schraub- und Wälzfräsen sowohl das Werkstück als auch das Werkzeug bewegt werden, bietet sich hier der Robotereinsatz allerdings nicht an, da zusätzliche Achsen zur Bewegung des Werkstücks notwendig sind. Dadurch sind werkzeugseitig nur noch wenige Freiheitsgrade erforderlich, so dass die kinematischen Möglichkeiten eines Roboters (5 bis 6 Achsen) ungenutzt bleiben. Aufgrund der hohen Flexibilität und Verbreitung werden in der vorliegenden Arbeit ausschließlich das Plan- und das Formfräsen betrachtet. Bei diesen wird in abhängig von der Relation zwischen der Werkzeugdreh- und der Vorschubrichtung

das Gleich- und das Gegenlaufräsen unterschieden. *Abbildung 2.2* verdeutlicht den Unterschied der beiden Verfahrensvarianten, wobei im gewählten Beispiel die Vorschubbewegung vom Werkstück realisiert wird und das Werkzeug nur die Schnittbewegung ausübt.

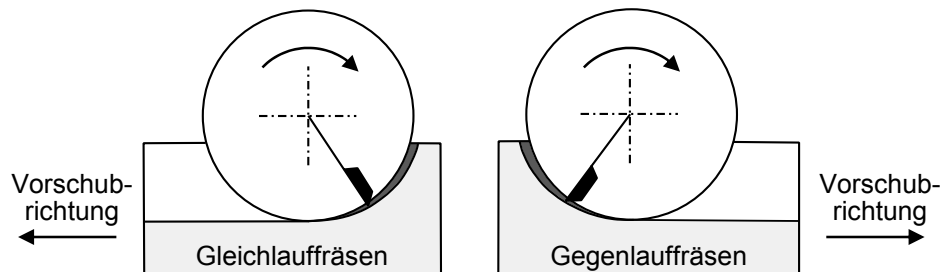


Abbildung 2.2: Gleich- und Gegenlaufräsen (in Anlehnung an KLOCKE & KÖNIG (2008))

Beim Gegenlaufräsen ist die Bewegungsrichtung der Schneiden des rotierenden Werkzeugs im Eingriffsbereich der Vorschubbewegung entgegengerichtet. Es wird vom Ein- bis zum Austrittspunkt der Schneide ein sich verdickender Span gebildet. Am Schneideneintritt erfolgt keine definierte Spanbildung, da in diesem Bereich Quetsch- und Reibvorgänge vorliegen. Diese gehen mit hohem Werkzeugverschleiß einher. Aufgrund der verringerten Werkzeugstandzeit ist das Gegenlaufräsen in den meisten Fällen nicht wirtschaftlich. Im Unterschied dazu sind beim Gleichlaufräsen die Bewegungsrichtung der Schneiden und die Vorschubrichtung im Bereich des Werkzeugeingriffs gleichgerichtet. Die Schneide tritt mit maximaler Spanungsdicke in das Werkstück ein und mit einer Spanungsdicke von Null wieder aus. Dadurch können eine längere Werkzeugstandzeit sowie eine höhere Oberflächenqualität erreicht werden. Ein weiterer wichtiger Unterschied der beiden Verfahrensvarianten liegt in der Richtung der resultierenden Zerspankräfte. Beim Gleichlaufräsen wird das Werkzeug in Richtung des Arbeitseingriffs vom Werkstück weggedrückt, wohingegen es beim Gegenlaufräsen zum Werkstück hin gezogen wird. Bei einer Maschinenstruktur mit großer Nachgiebigkeit wie einem Fräsroboter wird dadurch zu viel Material abgehoben, was möglicherweise nicht durch Nachbearbeitung korrigiert werden kann.

2.2.1.2 Prozessgrößen

Nach DIN 6580 gibt es eine Reihe von Prozessgrößen, mit denen die Bewegungen und die Geometrie des Zerspanungsvorgangs beschrieben werden. An dieser Stelle soll nur auf die Einstellgrößen, also diejenigen Größen, die für einen Arbeitsgang an

der Maschine einzustellen oder durch entsprechende Programmierung festzulegen sind, eingegangen werden. Hierzu zählen die Schnitttiefe a_p , der Arbeitseingriff a_e , der Zahnvorschub f_z und die Drehzahl n . Die Schnitttiefe und der Arbeitseingriff bestimmen die geometrischen Verhältnisse zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug senkrecht zur Arbeitsebene bzw. in der Arbeitsebene. Der Zahnvorschub entspricht dem Abstand zweier unmittelbar nacheinander folgender Schneidenbahnen in Vorschubrichtung. Er kann aus der Vorschubgeschwindigkeit v_f , der Drehzahl n und der Anzahl der Schneiden z berechnet werden:

$$f_z = \frac{v_f}{n \cdot z} \quad (2.1)$$

Für einen Schaftfräser mit Durchmesser D ergibt sich die Schnittgeschwindigkeit v_c wie folgt:

$$v_c = n \cdot \pi \cdot D \quad (2.2)$$

Die Wahl der Eingriffsgrößen hat starken Einfluss auf die resultierenden Prozesskräfte, welche nach *Abbildung 2.3* auf das Werkstück wirken.

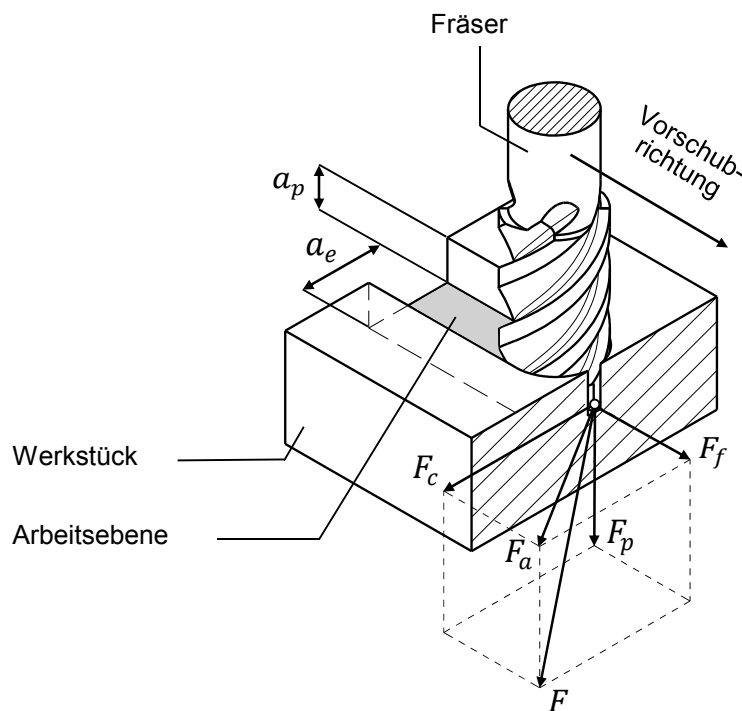


Abbildung 2.3: Einstellgrößen und Komponenten der Zerspankraft beim Stirn-Umfangsfräsen (in Anlehnung an DIN 6580 und DIN 6584)

Die Zerspankraft F kann nach DIN 6584 in die Aktivkraft F_a und die Passivkraft F_p zerlegt werden. Die Aktivkraft ist der Anteil der Zerspankraft, der in der Arbeitsebene liegt. Sie ist maßgeblich für die bei der Bearbeitung erbrachte Leistung und

kann in die Komponenten Schnittkraft F_c und Vorschubkraft F_f zerlegt werden. Die Passivkraft ist die Komponente der Zerspankraft senkrecht zur Arbeitsebene und liefert keinen Beitrag zur Zerspanungsleistung.

Es wird ersichtlich, dass die eingesetzte Bearbeitungsmaschine durch die Prozesskräfte mehrachsig belastet wird. Somit ist das Nachgiebigkeitsverhalten der Maschine in allen drei Raumrichtungen relevant für das Bearbeitungsergebnis. Aufgrund der periodisch schwankenden Anzahl an Schneiden, die beim Fräsen im Eingriff sind, besitzt die Zerspankraft eine statische und eine dynamische Komponente. Der statische (oder mittlere) Anteil der Prozesskräfte kann mit Hilfe einer empirischen Formulierung nach KIENZLE & VIKTOR (1952) und der spezifischen Schnittkraftwerte nach KLOCKE & KÖNIG (2008) überschlägig berechnet werden, so dass Rückschlüsse auf die statische Belastung der Maschine und des Bauteils gezogen werden können.

2.2.1.3 Wechselwirkung von Zerspanungsprozess und Maschine

Während der Fräsbearbeitung können der Zerspanungsprozess und die Bearbeitungsmaschine als rückgekoppeltes System betrachtet werden, wie das regelungstechnische Blockschaltbild in *Abbildung 2.4* nach MILBERG (1992) zeigt. Die Zerspankraft F führt zu einer Relativverlagerung x zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug. Diese Relativverlagerung bewirkt eine Änderung der Eingriffsverhältnisse und der Zerspankraft, was wiederum auf die Maschine rückwirkt. Auf diese Weise stellt sich im statischen Fall ein Gleichgewicht zwischen der Relativverlagerung und der Prozesskraft ein.

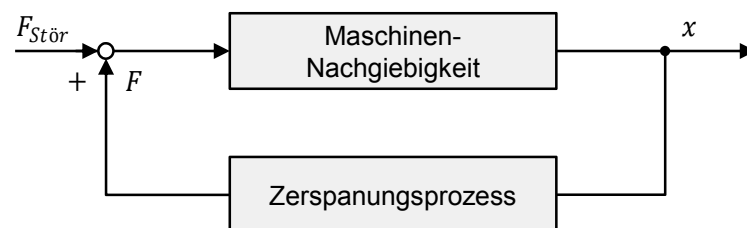


Abbildung 2.4: Regelungstechnisches Blockschaltbild des Systems Werkzeugmaschine – Zerspanungsprozess (in Anlehnung an MILBERG (1992))

Aufgrund dieser Rückkopplung können während des Fräsprozesses dynamische Störungen in Form unterschiedlicher Schwingungsphänomene auftreten. Je nach Ursache wird hierbei zwischen selbst- und fremderregten Schwingungen unterschieden. Der Erregungsmechanismus dieser beiden Schwingungsarten kann ebenfalls anhand des Blockschaltbildes in *Abbildung 2.4* verdeutlicht werden.

Eine fremderregte Schwingung zeichnet sich dadurch aus, dass neben der Zerspankraft F kontinuierlich eine wechselnde Störkraft $F_{Stör}$ wirkt, welche beispielsweise durch den dynamischen Anteil der Schnittkräfte, durch den Schneideneingriffsstoß, durch eine Unwucht oder durch eine über das Fundament eingeleitete Störung hervorgerufen werden kann (WECK & BRECHER 2006A). Charakteristisch für diese Schwingungsart ist, dass die Frequenz der resultierenden Maschinenverformung mit der Frequenz der Störkraft übereinstimmt. Dabei ist die Schwingungsamplitude abhängig von der dynamischen Steifigkeit der Maschine, der Anregungsfrequenz und der Höhe der wirkenden Kraft. Die Schwingungsamplitude wird maximal, wenn die Anregungsfrequenz im Bereich einer dominanten Eigenfrequenz der Maschine liegt (TÖNSHOFF 1995). Eine fremderregte Schwingung klingt ab, sobald die Störkraft nicht mehr anliegt.

Im Gegensatz dazu wirken bei selbsterregten Schwingungen keine andauernden äußeren Störungen auf das System ein ($F_{Stör} = 0$). Selbsterregte Schwingungen werden alleine durch die Wechselwirkung des Zerspanungsprozesses mit der nachgiebigen Struktur der Bearbeitungsmaschine hervorgerufen (Rückwärtszweig in *Abbildung 2.4*). Sie werden in der Praxis häufig als Ratterschwingungen bezeichnet und wirken sich stark auf die Produktivität der Maschine, die Standzeit der Werkzeuge und die Oberflächenbeschaffenheit der Werkstücke aus. Bei dieser Schwingungsart oszilliert die Maschine nahe einer oder mehreren Eigenfrequenzen. Die häufigsten Ursachen für selbsterregte Schwingungen sind der sogenannte Regenerativeffekt und die Lagekopplung.

Beim Regenerativeffekt wird durch eine einmalige, geringfügige Störung (z. B. das Grundrauschen der Schnittkraft) eine abklingende Schwingung der Maschinenstruktur induziert, welche sich in Form einer Oberflächenwelligkeit auf dem Werkstück niederschlägt. Schneidet der nächste Zahn des Fräasers in die wellige Oberfläche ein, kommt es zu einer Spannungsdickenmodulation, durch welche die Schwingung angefast werden kann, so dass der Bearbeitungsprozess instabil wird.

Die Lagekopplung kann bei einer Werkzeugmaschine auftreten, welche zwei frequenzmäßig eng benachbarte Eigenformen mit unterschiedlichen Hauptschwingungsrichtungen besitzt. Der Zerspanprozess kann eine Kopplung dieser Eigenformen bewirken, so dass Relativbewegungen zwischen Werkstück und Werkzeug in beiden Eigenschwingungsrichtungen hervorgerufen werden. Dieser Effekt tritt auch beim ersten Einschneiden in eine glatte Oberfläche, also ohne Überdeckung aufeinanderfolgender Schnitte auf.

Neben diesen Effekten existieren weitere Ratter-Mechanismen wie beispielsweise die Aufbauschneidenbildung oder eine fallende Schnittkraft-Schnittgeschwindigkeits-Charakteristik. Diese Phänomene treten bei den heutigen Schneidstoffen kaum mehr auf und sind in MILBERG (1992), TÖNSHOFF (1995) und WECK & BRECHER (2006A) näher beschrieben. Da die Amplituden selbsterregter Schwingungen derart hoch sein können, dass es sogar zu Schäden an der Bearbeitungsmaschine kommen kann, sollte bereits ihre Entstehung unterdrückt werden. Dies kann beispielsweise durch die Wahl geeigneter Bearbeitungsparameter und Einstellgrößen erfolgen, wobei insbesondere die Drehzahl und die Schnitttiefe einen großen Einfluss auf das Stabilitätsverhalten besitzen. Beim Stirnfräsen eines rampen- oder stufenförmigen Werkstücks kann beobachtet werden, dass ab einer bestimmten Schnitttiefe, der sogenannten Grenzschnitttiefe a_{cr} , ein sprunghafter Anstieg der Schwingungsamplituden erfolgt und somit ein instabiler Bearbeitungsprozess vorliegt. Durch eine Veränderung der Drehzahl kann a_{cr} zum Teil deutlich gesteigert werden. Mit Hilfe von Stabilitätskarten, die experimentell (WECK & BRECHER 2006A, QUINTANA ET AL. 2008) oder simulativ (ALTINTAS & BUDAK 1995, KALVERAM 2005, TOTIS 2009) bestimmt werden, können stabile Drehzahlbereiche identifiziert werden (Abbildung 2.5).

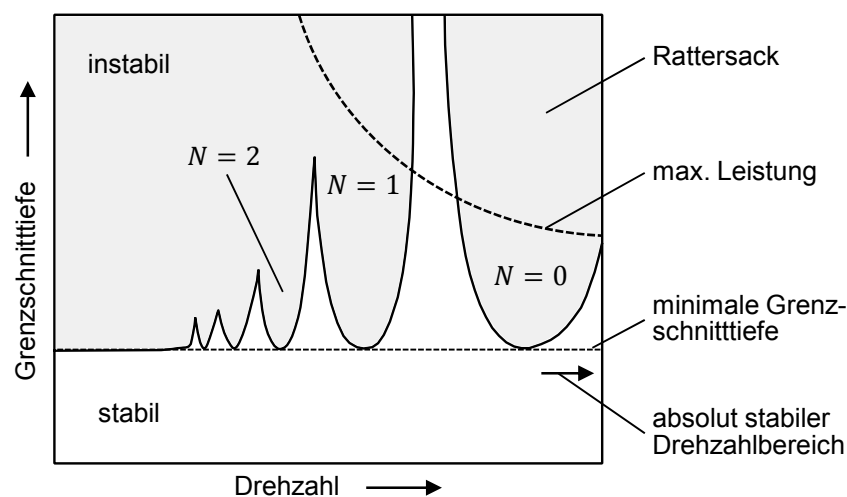


Abbildung 2.5: Prinzipieller Aufbau der Stabilitätskarte eines Zerspanungsprozesses (in Anlehnung an MILBERG (1992) und WECK & BRECHER (2006A))

Die sackförmigen Kurvenzüge, bei denen eine geringe Grenzschnitttiefe vorliegt, werden als Rattersäcke bezeichnet. Jedem Rattersack kann eine Ordnungszahl N zugeordnet werden, die physikalisch die Anzahl der auf die Werkstückoberfläche aufgeschnittenen Wellenzüge von einem Werkzeugeingriff zum nächsten beschreibt

WECK & BRECHER (2006A)². Ab dem Rattersack mit der Ordnung $N = 0$ beginnt der absolut stabile Drehzahlbereich³, ab dem kein regeneratives Rattern möglich ist. Hier wird der Ratter-Mechanismus unterbrochen, da von einer Schneide zur nächsten kein kompletter Wellenzug auf das Bauteil aufgeschnitten wird. In diesem Bereich bestimmt in der Regel die installierte Antriebsleistung der Maschine die mögliche Schnitttiefe.

2.2.1.4 Maschinenkonzepte zur Fräsbearbeitung

Beim Fräsen kommen verschiedene Arten von Bearbeitungsmaschinen zum Einsatz. *Abbildung 2.6* gibt eine Übersicht der unterschiedlichen Konzepte sowie eine Bewertung hinsichtlich der wichtigsten Anforderungen.

	Werkzeugmaschinen		Fräsroboter
	konventionelle Kinematik	Gelenk-Stab-Kinematik	
großer Arbeitsraum			
hoher Raumnutzungsgrad			
geringe Anschaffungskosten			
hohe Steifigkeit			
hohe Bahngenauigkeit			

Bewertung bezüglich der Anforderungen: geringer Erfüllungsgrad mittlerer Erfüllungsgrad hoher Erfüllungsgrad

Abbildung 2.6: Übersicht und Bewertung bezüglich der Anforderungen unterschiedlicher Maschinenkonzepte zur Fräsbearbeitung (in Anlehnung an ABELE ET AL. (2005))

² In der Literatur wird die Nummerierung der Rattersäcke nicht einheitlich gehandhabt. Innerhalb eines Rattersacks nimmt die Anzahl der zwischen zwei Zähnen aufgeschnittenen Wellenzüge mit steigender Drehzahl ab. Deshalb kann dem letzten in *Abbildung 2.5* dargestellten Rattersack auch die Ordnungszahl 1 zugewiesen werden.

³ Im Rahmen dieser Arbeit wird vom absolut stabilen Drehzahlbereich gesprochen, sobald kein maschinenseitiges Rattern mehr möglich ist. In diesem Bereich können dennoch Ratterschwingungen des Werkzeugs auftreten.

Die größte Verbreitung besitzen konventionelle Werkzeugmaschinen. Diese Maschinen bestehen in der Regel aus drei rechtwinklig zueinander angeordneten linearen Bewegungsachsen. In dieser Bauform werden sie auch als kartesische Werkzeugmaschinen bezeichnet. Durch die Integration zusätzlicher Rundachsen (rotatorische Achsen) kann das Werkzeug relativ zum Werkstück unter beliebigem Winkel positioniert werden, wodurch die 5-Achs-Bearbeitung ermöglicht wird. Neben der Anzahl und der Anordnung der Bewegungsachsen können konventionelle Werkzeugmaschinen hinsichtlich der Lage der Hauptspindel, der Bauart oder des Automatisierungsgrades unterschieden werden (GROTE ET AL. 2007). Ihr bedeutendster Vorteil gegenüber den Fräsrobotern liegt in der hohen Bahngenauigkeit.

Eine Sonderstellung unter den Werkzeugmaschinen nehmen die sogenannten Gelenk-Stab-Kinematiken ein. Bei dieser Maschinenbauart ist die Werkzeugspindel über Kugel- oder Kardangelenke mit bis zu sechs paarweise gekreuzten Stäben verbunden. Die Position und die Orientierung der Spindel werden durch eine gezielte Längenänderung der Stäbe, die beispielsweise als Kugelgewindetriebe ausgeführt sein können, gesteuert. Im Gegensatz zu kartesischen Maschinen, bei denen stets eine Achse eine oder mehrere andere Achsen trägt (serielle Kinematik), zeichnet sich diese Bauform durch eine geschlossene kinematische Kette aus (parallele Kinematik). Auf diese Weise wird eine Parallelschaltung der Steifigkeiten der einzelnen Stäbe erreicht, was zu einer hohen gesamt-Steifigkeit führt. Neben diesem Vorteil besitzen Gelenk-Stab-Kinematiken eine kleine zu bewegende Masse, gute dynamische Eigenschaften und eine hohe Wiederholgenauigkeit. Als Nachteile sind der niedrige Raumnutzungsgrad aufgrund der großen Aufstellfläche und die teilweise geringen erreichbaren Schwenkwinkel der Frässpindel zu nennen (NEUGEBAUER 2006).

Neben Werkzeugmaschinen werden im industriellen Umfeld vereinzelt auch Roboter zur Fräsbearbeitung eingesetzt, wobei zwischen der Werkstück- und der Werkzeugführung unterschieden wird. Im Falle der Werkstückführung sind im Arbeitsraum eine oder mehrere Bearbeitungsstationen (z. B. Frässpindeln, Schleifbänder oder Sägen) angebracht, während das Werkstück am Roboter befestigt und durch diesen an die Werkzeuge herangeführt wird. Somit ist kein zusätzliches System zur Bauteil-Handhabung erforderlich. Dieses Konzept ist nicht für Werkstücke mit großen Abmessungen und hoher Masse geeignet. Bei der Werkzeugführung wird eine Motorspindel entweder am Flansch des Roboters angebracht oder direkt an Stelle der sechsten Achse in die Roboterhand integriert. Diese Systeme werden in Form von 5- oder 6-Achs-Knickarmrobotern von verschiedenen Roboterherstellern wie z. B. *ABB*, *KUKA*, *Reis* oder *Stäubli* angeboten und übertreffen die meisten konven-

tionellen Universalmaschinen im Hinblick auf den Arbeitsraum, den Raumnutzungsgrad und die Anschaffungskosten bei weitem. Durch die fortschreitende Entwicklung auf dem Gebiet der CAD/CAM-Systeme können heute, wie auch bei Werkzeugmaschinen, die Bearbeitungsprogramme für Fräsroboter aus den Geometrieinformationen des Werkstücks erstellt werden (BAUER 2011). Dabei lassen sich auch Singularitäten und weitere Restriktionen der Roboterstruktur berücksichtigen (XIAO ET AL. 2011). Die einzigen, allerdings gravierenden Nachteile, die bislang einen weiten Einsatz von Fräsrobotern verhindern, sind die geringe statische und dynamische Steifigkeit der seriellen Roboterstruktur sowie die niedrige Bahngenauigkeit.

2.2.2 Arbeitsgenauigkeit von Bearbeitungsrobotern

Die Arbeitsgenauigkeit ist in der Robotik keine gängige Größe zur Beschreibung der Genauigkeitseigenschaften eines Manipulators, sondern stammt ursprünglich aus dem Bereich der spanenden Werkzeugmaschinen. Die Arbeitsgenauigkeit einer Werkzeugmaschine umfasst nach der Richtlinie VDI/DGQ 3441 alle maschinenbedingten Abweichungen systematischer und zufälliger Art, die bei der Fertigung eines Werkstücks auftreten. Sie definiert somit die maximal erreichbare maschinenspezifische Fertigungsgenauigkeit, die vom Konstrukteur⁴ durch die Vorgabe von Toleranzen bezüglich der Abmessung, der Form und der Oberfläche für ein Bauteil verlangt werden kann (MILBERG 1992). Als Maß der Arbeitsgenauigkeit gilt die sogenannte Arbeitsunsicherheit, welche in der Regel auf Basis der Bearbeitung von Prüfwerkstücken und durch die anschließende Vermessung ermittelt wird. Die Normen VDI/DGQ 3441, DIN ISO 230-1, VDI/DGQ 3443 und die Empfehlung NCG 2004-1 geben einen Überblick der gebräuchlichen Prüfverfahren und -werkstücke. *Abbildung 2.7* zeigt die wesentlichen Einflussgrößen auf die Arbeitsunsicherheit, welche für Robotersysteme ebenso gelten wie für Werkzeugmaschinen.

⁴ Aus Gründen der besseren Lesbarkeit wird in der vorliegenden Arbeit auf die gleichzeitige Verwendung männlicher und weiblicher Sprachformen verzichtet. Sämtliche Personenbezeichnungen gelten gleichwohl für beiderlei Geschlecht.

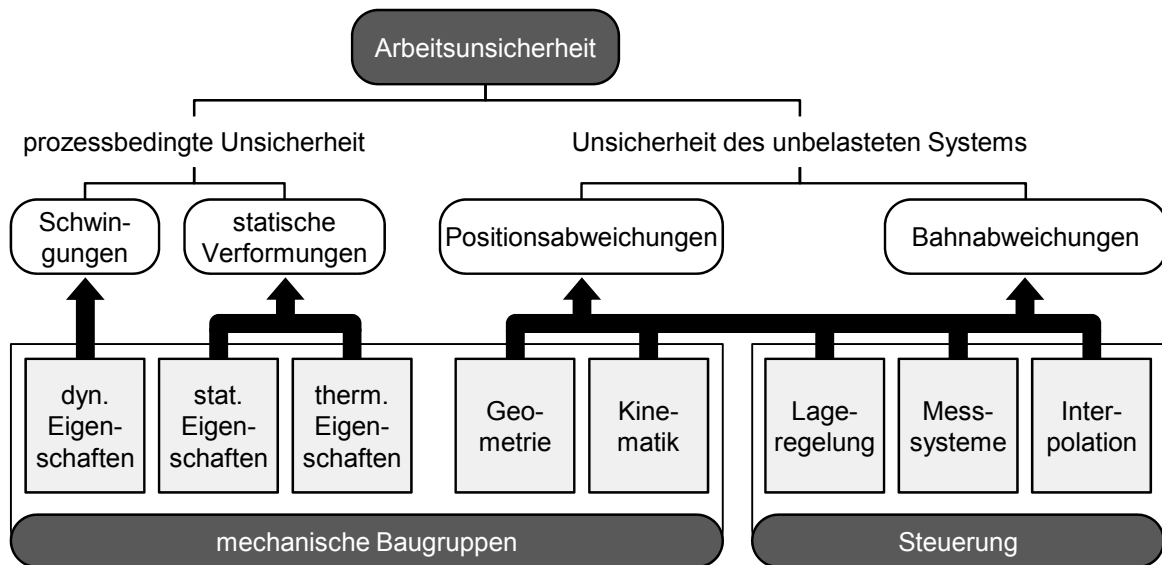


Abbildung 2.7: Ursachen der Arbeitsunsicherheit numerisch gesteuerter Maschinen (in Anlehnung an PFEIFER ET AL. (1978))

Die Arbeitsunsicherheit einer Fertigungsanlage setzt sich zusammen aus den Positions- und Bahnabweichungen des unbelasteten Systems sowie den Verlagerungen in Form von Schwingungen und statischen Verformungen, welche aus dem Bearbeitungsprozess herrühren. Unter dem unbelasteten System ist in diesem Zusammenhang der Fräsroboter inklusive Motorspindel zu verstehen, der ohne zu zerspannen unter definierten Bedingungen⁵ eine vorgegebene Trajektorie abfährt. Der Roboter ist also nicht durch externe Kräfte belastet. Für einen Betrieb in diesem Zustand existieren in der Robotik vier verbreitete Pose⁶- und Bahnkenngrößen nach DIN EN ISO 9283:

- Die *Pose- oder Absolutgenauigkeit* gibt an, mit welcher Abweichung in allen sechs Freiheitsgraden ein Arbeitsraumpunkt beim Anfahren aus unterschiedlichen Richtungen erreicht wird.
- Die *Posewiederholgenauigkeit* bezeichnet die Streubreite, mit der ein Roboter bei konstanter Last eine Soll-Pose aus einer bestimmten Richtung wiederholt anfahren kann.
- Die *Bahngenauigkeit* gibt an, wie genau sich ein Roboter entlang einer Soll-Bahn, welche wiederholt in derselben Richtung durchfahren wird, bewegt.
- Die *Bahnwiederholgenauigkeit* beschreibt die Genauigkeit der Übereinstimmung zwischen den Ist-Bahnen einer wiederholt durchfahrenen Bahn.

⁵ Der Roboter ist komplett zusammengebaut, alle Justierarbeiten und Funktionsprüfungen sind erfolgt und ein zweckentsprechender Warmlaufbetrieb ist abgeschlossen (DIN EN ISO 9283).

⁶ Position und Orientierung des Endeffektors im Raum (DIN EN ISO 8373)

Die Ursachen für die beschriebenen Pose- und Bahnabweichungen liegen sowohl in den mechanischen Baugruppen als auch in der Steuerung des Robotersystems. Steuerungsseitig sind hierbei die Lageregelung, die Genauigkeit der Sensorik sowie die Interpolationslogik zu nennen. Laut BONGARDT (2004) sind diese Einflussfaktoren bei modernen Robotersystemen praktisch vernachlässigbar. Deutlich größere Fehlerquellen stellen Abweichungen der Geometrie und der Kinematik des Roboters dar. Hierzu zählen fertigungs- und montagebedingte Einflüsse wie beispielsweise Nulllagen-, Armlängen- sowie Winkel- oder Übertragungsfehler der Getriebe. Eine detaillierte Aufführung der einzelnen Fehlereinflüsse auf die Genauigkeitskenngrößen von Industrierobotern liefern GRÄSER (1999), BONGARDT (2004) und BEYER (2005).

Die prozessbedingten Verlagerungen haben ihren Ursprung in den dynamischen, den statischen und den thermischen Eigenschaften des Roboters. Durch die in *Abchnitt 2.2.1.3 (S. 7)* beschriebenen Phänomene kann es während des Zerspanungsprozesses zu Schwingungen zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug kommen. Robotersysteme sind diesbezüglich aufgrund ihrer geringen dynamischen Steifigkeit besonders anfällig. Der dominierende Anteil von ca. 80 % der prozessbedingten Verlagerungen geht allerdings von der Abdrängung des Tool-Center-Point (TCP) infolge der statischen Zerspankräfte aus (WEIGOLD 2008). Die Schnittkraft wirkt vom Fräser bis zum Fundament des Roboters, wodurch die im Kraftfluss liegenden Strukturkomponenten, Getriebe und Lager elastisch verformt werden. Aufgrund der Vielzahl an nachgiebigen Komponenten resultiert daraus bereits bei moderaten Kräften und Robotern mit hoher Tragfähigkeit eine Abdrängung des TCP im Millimeterbereich. Neben diesen rein mechanisch verursachten Verlagerungen können während des Zerspanungsprozesses auch thermisch bedingte Verlagerungen auftreten. Durch den Bearbeitungsprozess, bei dem eine am Roboter befestigte Motorspindel hohen Belastungen ausgesetzt ist und der Roboter über einen längeren Zeitraum bewegt wird, kann es zu Betriebstemperaturen kommen, die über den in der DIN 9283 beschriebenen Warmlaufbetrieb hinaus gehen. Durch die Temperaturerhöhung, beispielsweise des Spindelkastens oder der Roboter-Getriebe, werden Verformungen hervorgerufen, die zu einer Verlagerung des TCP gegenüber der Soll-Position führen. Um diesen Effekt zu vermeiden bzw. zu vermindern, müssen bei der Bearbeitung mit Industrierobotern beispielsweise durch umfassende Warmlaufprozesse konstante Temperaturverhältnisse sichergestellt werden.

Mit Hilfe der Datenblätter unterschiedlicher Industrieroboter sowie durch veröffentlichte Ergebnisse aus Zerspanungsversuchen kann die Arbeitsunsicherheit von Fräsrobotern und insbesondere deren Zusammensetzung abgeschätzt werden. *Abbil-*

Abbildung 2.8 stützt sich auf typische Genauigkeitskennwerte von Standard-Sechs-Achs-Industrierobotern mit großer Traglast (Nutzlast > 60 kg) nach BONGARDT (2004) sowie auf die Untersuchungen in BAUER (2011), PAN & ZHANG (2008), PUZIK (2011), WANG ET AL. (2009) und WEIGOLD (2008), wobei der Einfluss von temperaturinduzierten Verlagerungen nicht untersucht wurde. Die Zerspanungsversuche wurden mit praxisnahen Bearbeitungsparametern durchgeführt, wobei als Werkstoff ausschließlich Aluminium zum Einsatz kam.

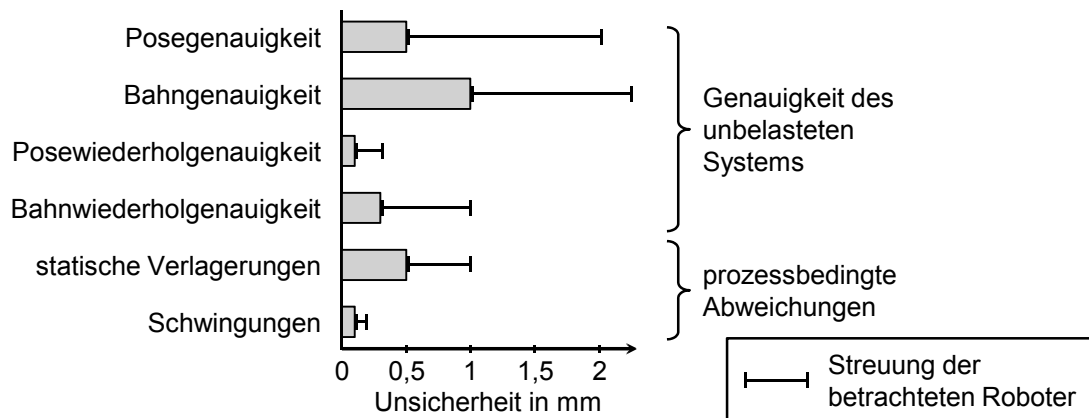


Abbildung 2.8: Zusammensetzung der Arbeitsunsicherheit typischer Standard-Industrieroboter ohne genauigkeitssteigernde Maßnahmen

Ohne den Einsatz von genauigkeitssteigernden Maßnahmen stellen die Pose- und die Bahngenauigkeit des unbelasteten Systems die dominierenden Anteile an der Arbeitsunsicherheit dar. Da nicht für alle Bearbeitungsaufgaben die aufgeführten Unsicherheiten gleichermaßen relevant sind, kann hier nur ein Anhaltspunkt für die tatsächlich realisierbare Arbeitsgenauigkeit gegeben werden. Diese liegt allein aufgrund der Bahngenauigkeit und der statischen Abdrängung des Roboters bei repräsentativen Fräsprozessen im Bereich von 1,5 bis 3,2 mm. Nach der bereits in der Einführung (Kapitel 1, S. 1) zitierten Studie von STEIN & WEIGOLD (2006) ist dies für fast alle industriellen Anwendungen zu ungenau, so dass eine deutliche Steigerung der Arbeitsgenauigkeit erforderlich ist. Im folgenden Abschnitt wird der Stand der Technik auf diesem Gebiet dargestellt. Die beschriebenen Methoden fokussieren die Steigerung der Genauigkeit des unbelasteten Systems oder die Reduktion der prozessbedingten Abweichungen, wobei einige Ansätze teilweise für beide Teilaspekte geeignet sind.

2.3 Ansätze zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit

2.3.1 Zellenkalibrierung

Das Ziel des Kalibrierprozesses liegt in der Herstellung eines möglichst akkuraten funktionalen Zusammenhangs zwischen den Geberwerten der Motoren der einzelnen Roboterachsen und der relativen räumlichen Beziehung zwischen dem TCP und dem Werkstück. Zur Beschreibung dieser räumlichen Beziehung werden eine Reihe von Koordinatensystemen (KS) verwendet, welche in *Abbildung 2.9* dargestellt sind. Um die Position und die Orientierung der einzelnen Koordinatensysteme möglichst präzise zu erfassen, wurde im Rahmen des IRIS⁷-Projekts die sogenannte Zellenkalibrierung vorgeschlagen. Diese beinhaltet die *Roboterkalibrierung*, die *Werkzeugkalibrierung* und die *Umgebungskalibrierung* (SCHRÖER 1998).

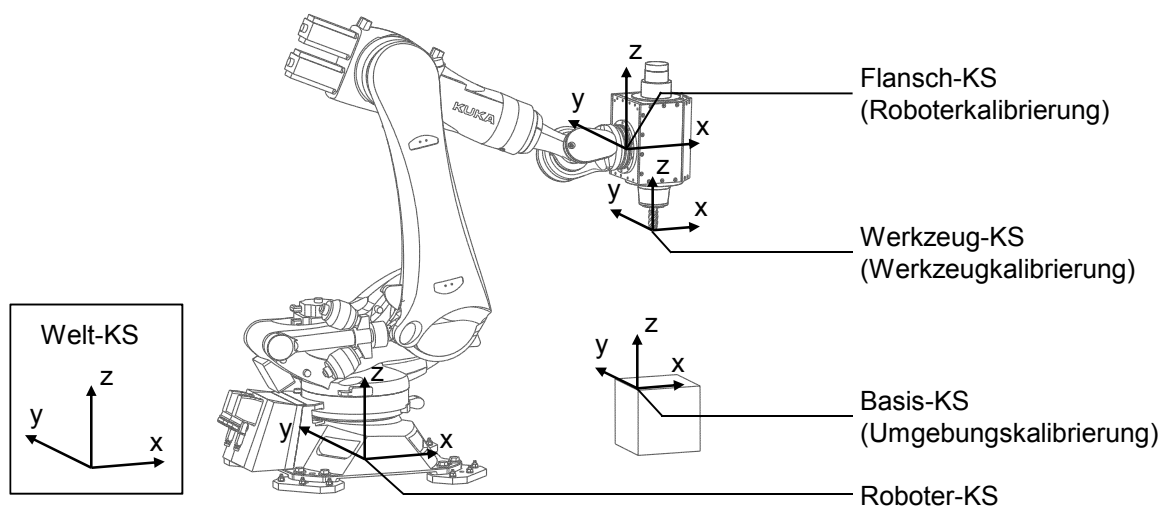


Abbildung 2.9: Kalibrier-Schritte und Koordinatensysteme des Roboters

Die *Roboterkalibrierung* dient zur Steigerung der Pose- und Bahngenauigkeit, indem die zur Steuerung des Roboters verwendeten Modelle angepasst werden (ROTH ET AL. 1987). Hierzu existieren eine Reihe von Methoden, wie die dynamische Kalibrierung, die Einzelachskalibrierung, die modellbasierte Kalibrierung und die numerische Kalibrierung (WIEST 2001). Unter diesen stellt die modellbasierte Kalibrierung, welche auch als geometrische oder statische Kalibrierung bekannt ist, die umfassendste und effektivste Methode dar (WIEST 2001, BONGARDT 2004, GATTRINGER 2011). Der prinzipielle Ablauf der Roboterkalibrierung gliedert sich unabhängig vom eingesetzten Verfahren in die Modellierung, die Messdatenerfas-

⁷ Improvement of Robot Industrial Standardisation

sung und die Parameteridentifikation. Bei der Modellierung erfolgt eine mathematische Beschreibung der Position und der Orientierung des Flansch-Koordinatensystems auf Basis der Gelenkwinkel, wobei Abweichungen von der idealen Geometrie sowie gewisse mechanische Charakteristika (z. B. Elastizitäten) des Roboters berücksichtigt werden. Hierfür wurde in der Vergangenheit eine Vielzahl an Modellen mit unterschiedlicher Komplexität entwickelt. Das bekannteste Modell, bei dem vier Parameter zur Beschreibung einer Bewegungsachse eingesetzt werden, wurde von DENAVIT & HARTENBERG (1955) entwickelt. Es besteht aus zwei rotatorischen und zwei translatorischen Freiheitsgraden pro Achse und wurde von PAUL (1981) und PIEPER (1968) modifiziert, um Singularitäten bei annähernd parallelen Achsen vermeiden zu können. Eine Erweiterung auf sechs Freiheitsgrade pro Gelenk erfolgte im sogenannten S-Modell von STONE (1987). Basierend auf diesen rein kinematischen Modellen wurden von einer Reihe von Wissenschaftlern Erweiterungen vorgenommen, um auch Getriebeungleichförmigkeiten, Getriebeispiel sowie Gelenk- und Armelastizitäten zu berücksichtigen (SCHRÖER 1993, ALBRIGHT & SCHRÖER 1992, ROOS 1998, WIEST 2001). Zur Bestimmung der erforderlichen Modellparameter wird der Roboter in unterschiedlichen Stellungen im kompletten Arbeitsraum oder in einem Ausschnitt desselben mehrfach positioniert, während mit Hilfe eines externen Messsystems die Position und zum Teil auch die Orientierung des Endeffektors erfasst wird. Dabei kommen mittlerweile fast ausschließlich berührungslose Messverfahren wie Lasertracker (ZHANG ET AL. 2012, NUBIOLA & BONEV 2013), Laser-Tracer (SCHWENKE ET AL. 2008, KLUNGAUF 2010) oder kamerabasierte Systeme (BEYER & WULFSBERG 2002, WANG ET AL. 2012) zum Einsatz. Vereinzelt werden auch Ballbar-Systeme, inertielle Messsysteme, Messtaster, Seilzüge, Theodoliten oder Ultraschall-Abstandssensoren verwendet (BEYER 2005). Auf Basis der Datensätze werden im Anschluss die Modellparameter identifiziert. Da es sich hierbei allein aufgrund des unvermeidbaren Messrauschens um ein Optimierungsproblem handelt, kommen vielfältige numerische Methoden zum Einsatz. Eine Übersicht möglicher Optimierungsverfahren und ihrer Eigenschaften in Bezug auf das Konvergenzverhalten, die Rechenzeit, die Robustheit und die Ergebnisqualität liefert BEYER (2005). Durch die Roboterkalibrierung gelingt es bei Sechs-Achs-Knickarmrobotern oftmals, die Absolutgenauigkeit deutlich, in vielen Fällen sogar bis in den Bereich der Wiederholgenauigkeit, zu steigern (ROOS 1998, BEYER 2005, GROTE ET AL. 2007). Eine weitere Genauigkeitssteigerung kann dann nur durch konstruktive Maßnahmen in der Roboterentwicklung realisiert werden. Mittlerweile sind von vielen Herstellern optional ab Werk kalibrierte Robotersysteme verfügbar. Hierunter zählen beispielsweise die sogenannten HA(High Accuracy)-Varianten von Robotern der *KUKA Roboter GmbH* oder die Option *BaseWare* der *ABB*

Group. Auch die nachträgliche Roboterkalibrierung wird von Unternehmen wie der *Wiest AG*, der *Precon Robotics GmbH*, der *Isios GmbH* oder der *Robo Technology GmbH* angeboten, so dass das Problem der Roboterkalibrierung für konventionelle Knickarmroboter prinzipiell als gelöst betrachtet werden kann.

Bei der *Werkzeugkalibrierung* müssen die Position und die Orientierung des Werkzeug-Koordinatensystems bezüglich des Flansch-Koordinatensystems bestimmt werden (vgl. *Abbildung 2.9*). Hierzu können entweder externe Messsysteme wie Koordinatenmessmaschinen oder der Roboter selbst verwendet werden. Im zweiten Fall muss der Roboter manuell so bewegt werden, dass aus unterschiedlichen Richtungen ein raumfester Punkt angefahren wird (SCHRÖER 1998). Die sogenannte XYZ-4-Punkt-Methode zur Bestimmung der Position des TCP wird (neben einer Reihe von weiteren) von den meisten Robotersteuerungen serienmäßig unterstützt. In der Praxis wird sie häufig mit Hilfe zweier Messspitzen durchgeführt, wobei eine im Arbeitsraum des Roboters fixiert wird und die andere den TCP des Endeffektors darstellt. Alternativ kann die ortsfeste Messspitze durch zwei senkrecht zueinander aufgestellte Theodoliten oder vergrößernde Kamerasysteme mit eingeblendeten Fadenkreuzen ersetzt werden, wodurch die Genauigkeit gegenüber dem Anfahren der Messspitze mit bloßem Auge deutlich verbessert werden kann. Das Verfahren kann auch eingesetzt werden, wenn eine Frässpindel den Endeffektor des Roboters bildet, da hier an Stelle eines Fräswerkzeuges sehr einfach eine Messspitze in der Werkzeugaufnahme eingespannt werden kann. Nach der Durchführung des Messprozesses wird von der Robotersteuerung die Position des Werkzeug-KS relativ zum Roboter-KS bestimmt. Wird ein Fräswerkzeug in die Aufnahme der Spindel eingewechselt, genügt es, dessen Längenunterschied zur Messspitze zu bestimmen und in der Steuerung zu hinterlegen. Hierfür existieren Geräte zur Werkzeugvermessung, wie sie auch bei der Fertigung mit konventionellen Fräsmaschinen eingesetzt werden und mit denen die entsprechende Längendifferenz mit einer Messgenauigkeit von wenigen Mikrometern bestimmt werden kann. Auf diese Weise können nach einer einmaligen Werkzeugkalibrierung mittels der XYZ-4-Punkt-Methode einzelne Fräswerkzeuge in kurzer Zeit eingewechselt werden. Mit dem beschriebenen Vorgehen kann nicht die Orientierung des Endeffektors ermittelt werden. Um diese direkt am Roboter zu bestimmen, existieren weitere Methoden (z. B. ABC-World- oder ABC-2-Punkt-Methode), die allerdings nicht praktikabel oder zu ungenau sind, sofern eine Frässpindel den Endeffektor des Roboters bildet⁸. In diesem Fall muss auf externe Messsysteme zur Orientierungsbestimmung zurückgegriffen werden.

⁸ Der Roboter müsste beispielsweise präzise entlang der Achse der Frässpindel verfahren werden, was selbst durch den Einsatz eines Messdornes und einer Messuhr nicht bewerkstelligt werden kann.

Unter dem Begriff der *Umgebungskalibrierung* wird die Bestimmung der relativen Lage (Position und Orientierung) des Roboters und aller an einer Aufgabe beteiligten Objekte verstanden (SCHRÖER 1998). Im Falle von Bearbeitungsrobotern ist hierbei das verwendete Werkstück von besonderer Bedeutung. Demnach muss die Lage und Orientierung des Werkstück-Koordinatensystems relativ zum Roboter-Koordinatensystem, beispielsweise mit Hilfe eines externen Messsystems, bestimmt werden (WIEST 2001). In der Praxis werden allerdings häufiger Verfahren eingesetzt, bei denen keine zusätzlichen Messsysteme erforderlich sind. Mit Hilfe einer kalibrierten Messspitze am Roboter kann durch Anfahren von geeigneten Bauteil-Merkmalen wie Flächen, Kanten oder Ecken das Koordinatensystem des Werkstücks festgelegt werden. Die Genauigkeit kann hierbei durch den Einsatz von 3D-Messtastern, wie sie auch im Werkzeugmaschinen-Bereich im Einsatz sind, erhöht werden. Durch eine ausreichende Anzahl an Tastpunkten kann nicht nur der Ursprung, sondern auch die Orientierung des Werkstück-Koordinatensystems festgelegt werden. Wird bei der Erstellung des Bearbeitungsprogramms dasselbe Koordinatensystem verwendet, kann das Bauteil beliebig im Arbeitsraum des Roboters positioniert werden, ohne dass das Roboterprogramm verändert werden muss. Zudem wird durch den Einmess-Vorgang die Arbeitsgenauigkeit erhöht, da die Absolutgenauigkeit des Roboters in der Umgebung von bereits bekannten Punkten nahe der Wiederholgenauigkeit liegt.

2.3.2 Versteifung des Roboters

Einen Ansatz zur Reduktion der prozesskraftbedingten Verlagerungen bei der roboterbasierten Bearbeitung stellt die Versteifung der Roboterstruktur dar. Aufgrund des Kostendrucks und der Tatsache, dass eine hohe Steifigkeit der Roboterstruktur für die meisten Handhabungsaufgaben eine untergeordnete Rolle spielt, wird dies von den Roboterherstellern bei der Entwicklung nur in eingeschränktem Umfang umgesetzt. Die Herstellkosten, die Energieeffizienz sowie die Forderung nach einer niedrigen Masse zur Realisierung größerer Nutzlasten und höherer Bahngeschwindigkeiten werden stärker gewichtet. Dies führt dazu, dass Roboterkomponenten zwar belastungsgerecht konstruiert werden, die Biegesteifigkeit allerdings zu Gunsten der Massereduktion zum Teil sogar verringert wird. Dennoch kann beim Vergleich aktueller Roboterserien mit deren Vorgängerversionen im Hinblick auf die Steifigkeit eine Steigerung verzeichnet werden, welche insbesondere auf die Weiterentwicklung der eingesetzten Getriebe zurückzuführen ist.

Vereinzelt bieten Roboterhersteller spezielle Bearbeitungsroboter an, bei denen die letzte Achse durch das Spindelsystem substituiert ist (HEINENDIRK 2008). Hier-

durch wird eine Steifigkeitserhöhung erzielt, da die Nachgiebigkeit der sechsten Achse entfällt, ohne dabei die Beweglichkeit des Roboters signifikant einzuschränken.

Ein sehr umfassender Ansatz zur Versteifung des Roboters wird von der *Fill GmbH* verfolgt. Beim Bearbeitungsroboter *Robmill* wird als Basis ein Standard-Sechs-Achs-Knickarmroboter verwendet, an dessen Arm vier lineare Servo-Stabilisierungsaktoren sowie zusätzliche Motoren für die Bewegung der ersten Achse angebracht werden (*Abbildung 2.10*) (FILL GMBH 2013).

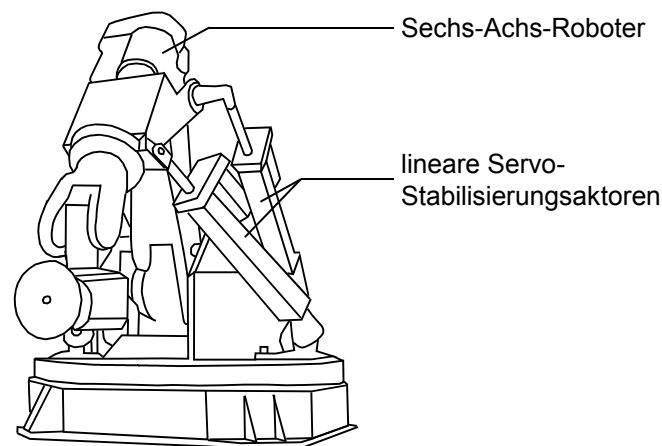


Abbildung 2.10: Durch Zusatzachsen versteifter Bearbeitungsroboter Robmill (in Anlehnung an FILL GmbH (2013))

Durch die Stabilisierungsaktoren entsteht eine hybride Struktur, bei der eine serielle und eine parallele Kinematik (vgl. Gelenk-Stab-Kinematik in *Abbildung 2.6, S. 10*) kombiniert werden. Dieser Aufbau ist steifer als der verwendete Basisroboter, da die auftretenden Belastungen zum Teil von den Stabilisierungsaktoren aufgenommen werden. Aus Sicht der Steuerungstechnik stellt die Regelung der insgesamt zwölf angetriebenen Achsen eine große Herausforderung dar. Auch ist eine Roboterkalibrierung mit den in *Abschnitt 2.3.1 (S. 16)* beschriebenen Methoden nicht möglich, so dass die Genauigkeitsgrößen des unbelasteten Roboters nicht die von konventionellen Robotern erreichen. Aufgrund der hohen Anschaffungskosten, die mit der zusätzlichen Aktorik verbunden sind, hat sich dieses Konzept bislang noch nicht durchgesetzt.

2.3.3 Passiver Toleranzausgleich

Zur Nachbearbeitung von Gussbauteilen wurden bereits in den 1980er Jahren Strategien zur Kompensation der Toleranzen des Werkstücks und der ungenauen Roboterbewegung entwickelt. Der einfachste Ansatz des Toleranzausgleichs besteht in der nachgiebigen Aufhängung des Werkzeugs (ABELE 1983, WAGNER 1998). Dabei kann der Endeffektor in mindestens einem Freiheitsgrad gegen eine Feder oder einen Pneumatik-Zylinder (Schutzrecht US 6,974,286 B2) ausgelenkt werden. ABELE (1983) zeigte, dass mit einfachen elastischen Werkzeugaufhängungen das Entgraten von Werkstücken aus Kokillen- und Druckguss mit konstanter Gratausprägung möglich ist. Mit Hilfe einer programmgesteuerten Beeinflussung der Nachgiebigkeit einer pneumatischen Werkzeugaufhängung konnten auch Grate mit variierender Ausprägung entfernt werden. Allerdings müssen hierbei werkstückspezifische Voraussetzungen gegeben sein, so dass der Einsatz dieser Systeme auf weniger als 20 % des von ABELE (1983) untersuchten Werkstückspektrums begrenzt ist. Um zu verhindern, dass durch das Werkzeug, beispielsweise durch das Fehlen des Grates, der Grundwerkstoff des Bauteils abgespannt wird, wurden von SCHIMMELS (1994) geometrische Randbedingungen in Form einer Vorrichtung am Endeffektor des Roboters vorgeschlagen. Dieses Konzept des passiven Toleranzausgleichs wurde auch von ZILIANI ET AL. (2007) durch die Entwicklung spezieller Werkzeuge verfolgt, welche in *Abbildung 2.11* dargestellt sind.

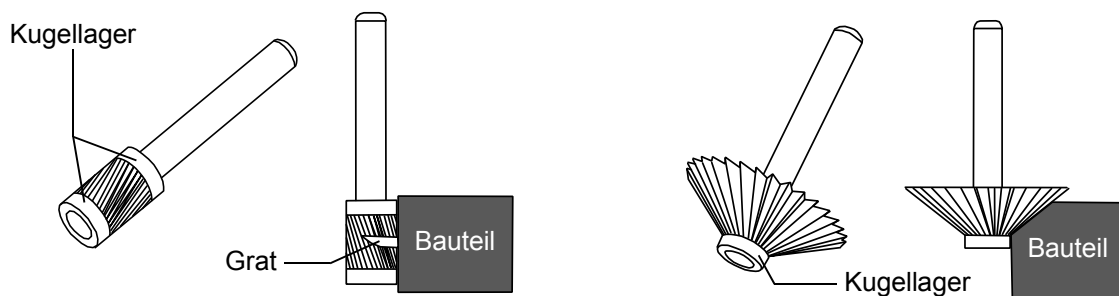


Abbildung 2.11: Spezialwerkzeuge zum passiven Toleranzausgleich beim Entgraten mit Industrierobotern (in Anlehnung an ZILIANI ET AL. (2007))

Die integrierten Kugellager verhindern, dass das Werkzeug zu tief in das Werkstück eintaucht. Eine Nutzung dieser Werkzeuge ist allerdings auf ein Werkstückspektrum beschränkt, bei dem die notwendigen Laufflächen für die Kugellager vorhanden sind. Zur Fertigbearbeitung mit beliebiger Bauteil-Kontur ist der passive Toleranzausgleich ungeeignet.

2.3.4 Anwendungsorientierte Regelungsstrategien

2.3.4.1 Kraftregelung

Die kraftgeregelte Bearbeitung stellt eine weit verbreitete Strategie zum roboterba-
sierten Entgraten von Gussbauteilen dar. Die Prozesskräfte können über robotersei-
tige Kraft-Momenten-Sensoren (KMS), werkstückseitige Kraftmessplattformen
(KMP), sensorische Werkzeugaufnahmen, die Motorströme des Roboters, die Leis-
tungsaufnahme der Frässpindel oder die Drehzahl pneumatischer Motoren erfasst
werden (ABELE 1983, BÖHM 1994, ABOU-EL-ELA 2000, WINKLER 2008). Das
Grundprinzip beruht darauf, die Zerspankraft durch eine gezielte Anpassung der
Vorschubgeschwindigkeit oder der Zustellung des Werkzeuges auf einem definier-
ten Niveau zu halten (ABELE 1983). Entsprechend der geregelten Kraftkomponente
ist zwischen der *Normal-*, der *Vorschub-* und der *Schnittkraftregelung* zu unter-
scheiden (WAGNER 1998).

Die *Normalkraftregelung*, bei der die Schnitttiefe als Stellgröße dient, erlaubt es,
Aufspann- und Formtoleranzen sowie Bahnfehler zu kompensieren. Auftretende
Toleranzen werden ausgeglichen, indem durch die Regelung so lange eine Zustell-
bewegung erfolgt, bis eine vorab definierte Normalkraft erreicht ist (ABELE 1983,
DLABKA & HELD 1989). Es wird bei unveränderten Randbedingungen also immer
ein konstanter Spannungsquerschnitt abgehoben. Eine variierende Gratausprägung,
die bei der Schnittkraftvorgabe nicht berücksichtigt wird, hat allerdings zur Folge,
dass der Grat entweder nicht komplett entfernt wird oder das Grundmaterial mit
abgespannt wird. Aus diesem Grund sollte am Werkstück eine ausgeprägte Auflage-
fläche vorhanden sein, so dass am Gratfuß ein deutlicher Schnittkraftanstieg erfolgt.
Um das Entgratergebnis auch bei variierender Gratausprägung zu verbessern, kann
die Grathöhe des Bauteils vor der Bearbeitung ermittelt werden, um den erforderli-
chen Zerspankraftverlauf vorab zu berechnen (ABELE 1983, ABOU-EL-ELA 2000).

Im Gegensatz zur *Normalkraftregelung* wird bei der *Vorschubkraftregelung* die
Vorschubgeschwindigkeit als Stellgröße eingesetzt und die programmierte Bahn des
Roboters nicht verändert. Dadurch wird bei einem Grat mit variierender Ausprä-
gung eine Überlastung des Werkzeugs verhindert und die installierte Antriebslei-
stung der Spindel ausgenutzt (GROSSMANN & MÜHL 2004). Da hierbei der Roboter
seiner ursprünglich programmierten Bahn folgt, kann kein Ausgleich der Aufspann-
und Formtoleranzen sowie der Bahnfehler des Roboters erfolgen. Für einen effi-
zienten Entgratprozess ist dies jedoch zwingend erforderlich, so dass bei der
Schnittkraftregelung die zuvor vorgestellten Strategien gekoppelt werden. Eine

gleichzeitige *Normal-* und *Vorschubkraftregelung* ist nicht ohne weiteres umsetzbar, da ihre Regelungs- und Stellgrößen über den Fräsprozess gekoppelt sind. So hat beispielsweise eine Variation der Zustellung auch eine Änderung der Vorschubkraft zur Folge. WAGNER (1998) entwickelte eine Entgratstrategie, die dennoch eine gleichzeitige Positions- und Geschwindigkeitskorrektur ermöglicht, wobei für verschiedene Gratquerschnitte Konturgenauigkeiten von 0,6 mm erreicht werden konnten. Durch den Einsatz von Fuzzy-Logik (LIU 1995) oder Neuronalen Netzen (LU-OA ET AL. 1998) gelingt es, diesen Wert weiter zu verbessern, so dass mittels Kraftregelung ein wirtschaftlicher roboterbasierter Entgratprozess möglich ist.

Die Erkenntnisse aus den dargestellten Untersuchungen sind i. d. R. nicht auf die Fertigbearbeitung von Werkstücken übertragbar, da sich eine Abdrängung des Werkzeuges nicht zwingend auf die Zerspankraft auswirkt. Zum Beispiel ist beim Fräsen einer Vollnut die Bearbeitungskraft unabhängig vom Versatz der Fräsbahn in der Arbeitsebene (vgl. *Abbildung 2.3, S. 6*), so dass in diesem Fall eine *Normal-*, *Vorschub-* oder *Schnittkraftregelung* wirkungslos wäre.

2.3.4.2 Direkte Positionsregelung

Bei der direkten Positionsregelung wird die Lage des Endeffektors mit Hilfe eines externen Messsystems erfasst und die Roboterbahn korrigiert, bis die Sensorwerte den vorgegebenen Sollwerten bestmöglich entsprechen. Dabei spielt es keine Rolle, ob die Abweichungen aus den Bahnfehlern des Roboters oder der statischen Abdrängung infolge der Bearbeitungskräfte resultieren. Je nach Wahl des Bezugssystems kann die globale (absolute) Position des TCP oder der (relative) Abstand zwischen dem Endeffektor und dem Werkstück zur direkten Positionsregelung verwendet werden.

Zur absoluten Erfassung der TCP-Position können verschiedene Messsysteme genutzt werden. Prinzipiell wären Lasertracker auch zur Inline-Messung geeignet (LOSER 2011). Allerdings ist bei der roboterbasierten Fräsbearbeitung der Tool-Center-Point nicht zugänglich, weshalb der notwendige Reflektor an einer anderen Stelle des Endeffektors angebracht werden muss. Somit können die Koordinaten der Fräser Spitze nur indirekt bestimmt werden, indem z. B. zusätzlich die Orientierung des Reflektors gemessen wird oder mindestens drei Punkte erfasst werden (dies erfordert drei Lasertracker). Zusätzlich stellen die hohen Investitionskosten und die große Empfindlichkeit gegenüber Staub bzw. Spänen gravierende Nachteile von Lasertracking-Systemen für diese Nutzung dar, so dass bislang kein industrieller Einsatz von Lasertrackern zur direkten Positionsregelung beim Fräsen bekannt ist.

Alternative Messmethoden, wie beispielsweise das sogenannte Indoor-GPS (SCHMITT 2010), das Laser- μ GPS (SPATH 2002, SCHMALZRIED 2007) oder kamerabasierte Verfahren (MICHALOS ET AL. 2012), sind aktuell aufgrund ihrer geringeren Messdistanz oder -genauigkeit nicht zur absoluten direkten Positionsregelung beim Fräsen geeignet.

Im Gegensatz dazu existieren zur Erfassung der relativen Stellung von Werkstück und Werkzeug eine Reihe preisgünstiger Sensoren. Beim roboterbasierten Entgraten von Gusswerkstücken verwendete ANDERS (1996) einen am Endeffektor montierten Laserscanner, um die Lage und die Ausprägung eines Grates vorlaufend zu bestimmen. PUZIK (2011) setzte zur Fräsbearbeitung einen 1D-Lasertriangulationssensor ein, um den Abstand zwischen der Frässpindel und dem Bauteil zu erfassen. In beiden Fällen erfolgte eine Bahnkorrektur durch zusätzliche Hydraulik- bzw. Piezo-Aktoren, mit denen die Spindel bewegt werden konnte, während der Roboter seiner programmierten Bahn folgte. In WEI ET AL. 2013 wurde eine direkte Korrektur der Roboterbahn bei der Durchführung von Bohr-Operationen realisiert. Mit Hilfe vierer Laserabstandssensoren, welche von der Bearbeitungsspindel aus auf das Bauteil gerichtet waren, konnte die senkrechte Ausrichtung des Bohrers überprüft und ggf. daraufhin korrigiert werden. Die Ansätze zur direkten Positionsregelung mit relativem Bezugssystem sind zwar bereits industriell verbreitet, allerdings ist das Anwendungsspektrum auf ausgewählte Bearbeitungsaufgaben beschränkt. Zudem muss das Werkstück, welches selbst als Messobjekt dient, gewisse Anforderungen hinsichtlich der Oberflächenbeschaffenheit erfüllen und die notwendigen Referenzflächen aufweisen. Ein Einsatz dieses Verfahrens zur Fertigbearbeitung ist deshalb nicht möglich.

2.3.4.3 Modellbasierte Positionsregelung

Bei der modellbasierten Positionsregelung handelt es sich um ein indirektes Kraftregelungsverfahren. Die Kontaktkraft wird nicht explizit als Führungsgröße eingesetzt, sondern mit Hilfe eines Steifigkeitsmodells zur Bestimmung einer äquivalenten Positionsänderung (Abdrängung) genutzt. Wie *Abbildung 2.12* zeigt, werden auf Basis der ermittelten Abdrängung die Lagesollwerte der konventionellen Lageregelung korrigiert.

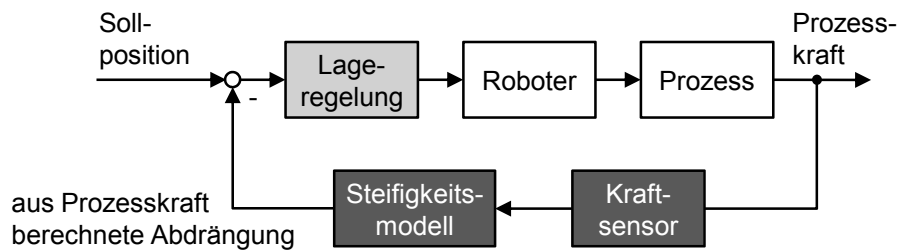


Abbildung 2.12: Grundprinzip der modellbasierten Positionsregelung

Die Krafterfassung kann mit den in *Abschnitt 2.3.4.1* (S. 22) aufgeführten Methoden erfolgen. Die Schwierigkeit liegt in der Modellierung des Nachgiebigkeitsverhaltens der Roboterstruktur und der Identifikation der notwendigen Steifigkeitsparameter.

Im Gegensatz zu den in der Lageregelung eingesetzten kinematischen und dynamischen Modellen zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens der Regelstrecke wird an dieser Stelle ein elasto-statisches Modell des Roboters benötigt. Es muss die kraftinduzierte, statische Verlagerung des TCP ermittelt werden, wobei diese stark von der Pose des Roboters abhängig ist (ALICI & SHIRINZADEH 2005). WEIGOLD (2008) zeigte, dass dies prinzipiell durch ein experimentell ermitteltes kartesisches Nachgiebigkeitsmodell realisierbar ist. Für einen definierten Arbeitsraum wurde auf Basis von Messwerten ein Kraft-Verformungs-Kennfeld aufgespannt, welches die direkte Ermittlung der kartesischen Nachgiebigkeit an einer bestimmten Roboterposition ermöglichte. Ein derartiges Kennfeld kann aufgrund des hohen Versuchsaufwandes allerdings sinnvoll nur für einen kleinen Arbeitsraum und eine senkrechte Ausrichtung des TCP erstellt werden.

Einen deutlich größeren Gültigkeitsbereich besitzen Steifigkeitsmodelle, die auf achsspezifischen Parametern beruhen. Hierzu wird die Roboterstruktur aus mechanischer Sicht häufig als Mehrkörpersystem (MKS) dargestellt, wobei hinsichtlich der Komplexität des Modells verschiedene Detaillierungsstufen denkbar sind.

Die einfachste Stufe sieht vor, ausschließlich die Elastizität des Antriebsstranges in Form einer linearen Drehfeder zu berücksichtigen (HÖLZL 1994, ALICI & SHIRINZADEH 2005, ZHANG 2005, WANG ET AL. 2009). THÜMMEL (2007) und REINER (2011) verwendeten detailliertere Antriebsstrangmodelle, bei denen neben einer experimentell ermittelten, nichtlinearen Kennlinie auch Übersetzungsfehler und Reibungseffekte abgebildet wurden.

Die nächste Detaillierungsstufe in der Modellbildung besteht in der Berücksichtigung der Elastizität der Achslager durch zusätzliche lineare Drehfedern. Diese werden in ABELE ET AL. (2008A) als virtuelle Gelenke bezeichnet, da sie dem model-

lierten Rotationsgelenk zwei zusätzliche Freiheitsgrade verleihen. Die resultierenden drei Freiheitsgrade pro Gelenk können auch dazu eingesetzt werden, um die Elastizität der Strukturkomponenten zu berücksichtigen, indem die Kippnachgiebigkeiten als Superposition der Gelenk- und Armteil-Nachgiebigkeiten definiert werden (WEIGOLD 2008). Dieser Ansatz bietet den Vorteil, dass das resultierende Modell weiterhin analytisch Natur ist, wodurch die Simulation des elastischen Robotervertaltens mit geringem Rechenaufwand ermöglicht wird.

Für eine detailliertere Darstellung des Nachgiebigkeitsverhaltens der Strukturkomponenten bietet sich die numerische Simulation auf Basis eines flexiblen Mehrkörpersystems an. Hierbei können einzelne Bauteile nach der Methode der Finiten Elemente vernetzt und in das Simulationsmodell integriert werden. Um die Recheneffizienz solcher Modelle zu steigern, kann die Anzahl der Freiheitsgrade der flexiblen Komponenten durch modale Reduktion verringert werden (CRAIG & BAMPTON 1968, ZÄH ET AL. 2008). In kommerziellen MKS-Programmen wie *ADAMS*, *RecurDyn* oder *SimMechanics* besteht die Möglichkeit, das Verhalten eines Roboters während der Verfahrbewegung zu simulieren. Dies kann durch die Modellierung eines ideal steifen Rotationsgelenks erfolgen, auf dem die Drehfedern des Robotergelenkes angreifen (ABELE ET AL. 2008B). Der Nachteil des Einsatzes von flexiblen Mehrkörpersystemen liegt – auch bei der Verwendung modal reduzierter Körper – in dem hohen Rechenaufwand, der bei der Simulation entsteht. Selbst beim Einsatz von leistungsstarken Rechnern ist aktuell eine echtzeitfähige Simulation, wie sie für die modellbasierte Positionsregelung erforderlich ist, nicht möglich.

Zum Einsatz der beschriebenen Modelle müssen die erforderlichen Steifigkeitsparameter experimentell identifiziert werden, da die Verwendung der Herstellerangaben zu ungenauen Ergebnissen führt (WEIGOLD 2008). Für den Fall des kartesischen Nachgiebigkeitsmodells kann dies durch statische Zugversuche erfolgen. WEIGOLD (2008) benutzte eine Zug-Druck-Stange, um den Roboter am TCP jeweils in der x-, y- und z-Richtung mit einem festgelegten Kraftzyklus zu belasten. Dabei wurden mit Hilfe von 6 Messuhren die Verlagerung und die Verkippung eines Messwürfels, welcher am Endeffektor angebracht war, bestimmt. Aus den Messdaten konnten die direkten und die Kreuznachgiebigkeiten berechnet werden. Da diese nur für eine Roboterstellung gültig sind, wurde ein derartiger Versuchsaufbau an 27 Messpunkten, welche gleichmäßig über einen kubischen Arbeitsraum mit 800 mm Kantenlänge verteilt waren, durchgeführt. Obwohl dabei die Orientierung des Endeffektors nicht verändert wurde, betrug der zeitliche Aufwand in etwa eine Woche (WEIGOLD 2008).

Für die Steifigkeitsmodelle, die auf achsspezifischen Parametern beruhen, ist abhängig von der geforderten Detaillierungsstufe die Ermittlung der Steifigkeiten der Antriebssysteme, der Lager und der Strukturkomponenten erforderlich. Eine sehr präzise Methode zur Parameteridentifikation von Antriebssträngen ist der Einsatz spezieller Prüfstände. Je nach Bauart des Prüfstandes können entweder komplette Antriebe oder einzelne Getriebe untersucht werden. Neben statischen Tests, bei denen das Last-Verformungsverhalten untersucht wird (GERSTMANN 1991, ROSENBAUER 1995, SEYFFERTH ET AL. 1995), kann die Drehsteifigkeit auch dynamisch identifiziert werden. In diesem Fall wird der Antriebsstrang als Feder-Masse-System betrachtet, dessen Eigenfrequenz direkt von der Steifigkeit abhängig ist. ALBU-SCHÄFFER (2001) nutzte einen Prüfstand, bei dem am Getriebeausgang eine bekannte Lastmasse angebracht wurde. Während der Messprozedur erfolgte eine Bewegung der Achse mit konstanter Winkelgeschwindigkeit, bis bei einem festgelegten Drehwinkel die Regelung ausgeschaltet und der Motor durch die integrierte Bremse zum Stehen gebracht wurde. Das resultierende Ausschwingverhalten wurde mit einem Drehmomentsensor gemessen, so dass die Steifigkeit auf Basis der Bewegungsgleichung eines Einmassenschwingers berechnet werden konnte.

Da der Ausbau der Antriebe zur Untersuchung in einem Prüfstand nicht praktikabel ist, wurden Methoden zur Bestimmung der Gelenksteifigkeit entwickelt, bei denen der Roboter nicht demontiert werden muss. Ein Ansatz beruht auf einer Reihe von statischen Zugversuchen, bei denen der Roboter mit einer definierten Kraft belastet wird, während die resultierende Verlagerung erfasst wird. Die Versuche werden in verschiedenen Achsstellungen mit variierenden Kraftangriffsrichtungen durchgeführt. Dabei können unterschiedliche Messsysteme wie z. B. Lasertracker (ALICI & SHIRINZADEH 2005, DUMAS ET AL. 2010), portable Messarme (ZHANG 2005, WANG ET AL. 2009) oder eine Kombination aus Kreuzlinien-Laser und CDD-Kamera (CORTSEN & PETERSEN 2011) verwendet werden. Aus den gewonnenen Messdaten für jeden Zugversuch werden unter der Verwendung der Jakobimatrix⁹ und der Methode der kleinsten Fehlerquadrate die TCP-Verlagerungen den einzelnen Achsen zugeordnet, woraus dann die Gelenksteifigkeiten berechnet werden. Anhängig von der Genauigkeit des Messsystems müssen die Versuche mehrfach wiederholt und in einer Vielzahl von Roboterpositionen durchgeführt werden. So wurden beispielsweise von CORTSEN & PETERSEN (2011) 730 Einzelmessungen vorgenommen. ALICI & SHIRINZADEH (2005) führten für 20 Roboterpositionen je 100 Wiederholungsmessungen durch, um durch deren Mittelung die Ergebnislage zu verbessern. Trotz

⁹ Die Jakobimatrix eines Roboters beschreibt die Abbildung der Gelenkgeschwindigkeiten auf die kartesische Geschwindigkeit des TCP und die zeitliche Änderungen der Orientierung des Endeffektors bezogen auf ein Referenzkoordinatensystem (WEBER 2002).

dieses hohen experimentellen Aufwands stellen die ermittelten Steifigkeitsparameter lediglich eine grobe Näherungslösung dar, da sämtliche Elastizitäten des Roboters nach dem Superpositionsprinzip durch 6 Steifigkeiten (bei Sechs-Achs-Knickarmrobotern) abgebildet werden.

Die Bestimmung der reinen Antriebselastizität kann durch eine komponentenweise Untersuchung des Systems nach PFEIFFER & HÖLZL (1993) erfolgen. Zur Steifigkeitsermittlung eines Gelenks wird der Roboter in eine Pose gefahren, in der das folgende Strukturelement extern abgestützt werden kann. Dadurch kann die Rotation der betrachteten Achse blockiert werden. Während des Versuchs wird durch den Motor des Gelenks ein Drehmoment aufgebracht, welches indirekt durch einen Kraftsensor in der Abstützvorrichtung bestimmt wird. Mit Hilfe der Verdrehung des Motors, die über den internen Drehgeber erfasst wird, kann die Steifigkeit des Antriebsstranges berechnet werden. Dieses Vorgehen ist durch die erforderliche Abstütz-Vorrichtung primär für die ersten drei Roboterachsen praktikabel. Eine komponentenweise Analyse des Roboters ist auch zur Identifikation der Lagersteifigkeiten geeignet. Dazu muss die relative Verkippung der angrenzenden Strukturkomponenten eines Gelenks erfasst werden. HARDEMAN (2008) brachte hierzu jeweils zwei Marker auf den betrachteten Armteilen auf, deren Positionen durch ein Kamerasystem ermittelt wurden. Der Roboter wurde derart belastet, dass ein bekanntes Drehmoment auf die zu identifizierende (Lager-)Achse wirkte. Aus der Bewegung der Marker konnte die Verdrehung der Achse und somit deren Steifigkeit bestimmt werden. Bei einem vergleichbaren Belastungsversuch setzte BAUER (2011) drei Laserabstandssensoren ein, welche über ein Messgestell am Roboter fixiert waren. Auf diese Weise konnten die Antriebs- und Lagersteifigkeiten einzeln identifiziert werden, wobei zehn verschiedene Messaufbauten zum Einsatz kamen.

Sollen auch die Steifigkeitseigenschaften der Strukturkomponenten untersucht werden, sind aktuell simulative Ansätze erforderlich. Mit Hilfe der sogenannten Grey-Box-Identifikation ist eine Berechnung dieser Parameter auf Basis von Messdaten möglich (REINER 2011). Dabei werden stoßartige Bewegungen mit dem Roboter durchgeführt, die entweder durch ruckartige Verfahrbewegungen oder Hammerschläge realisiert werden. Das resultierende Ausschwingverhalten kann mittels Beschleunigungssensoren, Drehratensensoren, einer 6D-Kamera oder der achsinternen Sensorik (für Motorströme und -winkel) erfasst werden. Die gesuchten Parameter werden in einem rechenintensiven Optimierungsalgorithmus nach dem Prinzip der Multi-Objective Parameter Synthesis (MOPS) identifiziert (REINER 2011). Ein Nachteil dieser Methode liegt darin, dass mathematisch verschiedene Parameterkonfigurationen aus den Messwerten ableitbar sind. Es können somit bei der Optimie-

rungsrechnung schwer erkennbare Fehler auftreten, welche die Ergebnisgüte negativ beeinflussen.

Nach der Modellierung des Nachgiebigkeitsverhaltens des Roboters und der Identifikation der notwendigen Steifigkeitsparameter wurde bereits in mehreren Forschungsprojekten eine modellbasierte Positionsregelung nach *Abbildung 2.12* (S. 25) beim roboterbasierten Fräsen umgesetzt. Die kraftbedingte Abdrängung des Fräasers konnte in allen Arbeiten reduziert werden, wobei großes Verbesserungspotenzial hinsichtlich der Genauigkeit der Nachgiebigkeitsmodelle und der Reaktionszeit der verwendeten Regler vorliegt (ZHANG 2005, WEIGOLD 2008, WANG ET AL. 2009).

2.3.4.4 Abtriebsseitige Achsregelung

Bei fast allen am Markt verfügbaren Industrierobotern bestehen die Gelenkantriebe aus der Kombination eines Servomotors und eines Getriebes. Die Winkelmesssysteme, deren Daten zur Regelung der Achsen eingesetzt werden, sind üblicherweise motorseitig angebracht. Dies bietet einerseits den Vorteil einer Erhöhung der Auflösung des Messsystems um den Faktor der Getriebeuntersetzung, andererseits kommt es unter Last aufgrund der Torsionsnachgiebigkeit des Getriebes zu Winkelabweichungen. Bei der abtriebsseitigen Regelung wird unter der Verwendung zusätzlicher Sensorik die Lage der bewegten Achsen direkt erfasst. Im Forschungsprojekt ADVOCUT wurden hierfür gelenkseitig hochauflösende Winkelgeber an einigen Achsen des Roboters angebracht. Die abtriebsseitigen Ist-Informationen können allerdings nicht direkt in konventionellen motorseitigen Achsreglern verwendet werden, da keine Kollokation¹⁰ von Aktor und Sensor vorliegt und somit ein stabiles Verhalten des geschlossenen Regelkreises nicht sichergestellt ist. In ABELE (2007) wurde deshalb eine Erweiterung des herkömmlichen Kaskadenreglers um eine abtriebsseitige Lageregelung vorgeschlagen, wie *Abbildung 2.13* zeigt.

¹⁰ Ein Sensor-Aktor-Paar ist kollokal, wenn sich Aktor und Sensor am selben Ort befinden und denselben Freiheitsgrad messen bzw. beeinflussen (STROHSCHNEIN 2011).

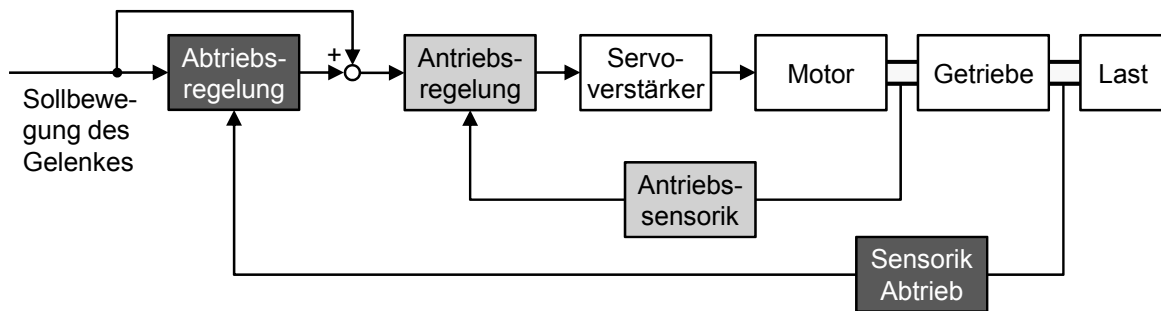


Abbildung 2.13: Grundprinzip der abtriebsseitigen Lageregelung (in Anlehnung an ABELE 2007)

Durch die übergeordnete Abtriebsregelung wird dynamisch der Lagesollwert der Antriebsregelung korrigiert. Neben der Steigerung der Genauigkeit des unbelasteten Roboters können auf diese Weise Winkelabweichungen der Achsen infolge einer externen Last deutlich reduziert werden. DEVLIEG (2011) konnte mittels einer derartigen Regelung die Positionsgenauigkeit eines Roboters vom Typ *KUKA KR 360* beim Anfahren eines Punktes aus unterschiedlichen Richtungen um den Faktor 10 steigern. Die statische Abdrängung des TCP während eines Bohr-Prozesses konnte jedoch nicht im gleichen Maße reduziert werden, da sie zu 20 – 50 % aus der elastischen Lager- und Strukturverformung des Roboters resultierte. Aus diesem Grund können prozessbedingte Verlagerungen selbst bei einer optimal umgesetzten abtriebsseitigen Regelung nur teilweise ausgeglichen werden.

2.3.5 Offline-Bahnkorrektur

Bei der Offline-Bahnkorrektur werden die Steuerungsprogramme derart verändert, dass der TCP des Roboters der gewünschten Bahn trotz der wirkenden Prozesskräfte mit hoher Genauigkeit folgt. Zur Erstellung der Programme kann zwischen weg- und modellbasierten Methoden unterschieden werden.

Beim modellbasierten Ansatz wird in einem vorgelagerten Schritt die Fräserabdrängung aufgrund der Prozesskraft prognostiziert. Hierzu muss eine gekoppelte Simulation aus einem Modell des Strukturverhaltens des Roboters und einem Zerspankraftmodell aufgebaut werden. Prinzipiell können zur Beschreibung des Nachgiebigkeitsverhaltens des Roboters die in *Abschnitt 2.3.4.3* (S. 24) aufgeführten Modelle verwendet werden. Zur Prognose der Prozesskraft wird eine sogenannte Materialabtragssimulation (MAS) eingesetzt, bei der das Werkstück über Dixel- (Nagelbrettmodelle), Voxel- (Volumenmodelle) oder Polyeder-Modelle repräsentiert wird (BAUER 2011). Durch die Verschneidung des Werkstücks mit dem aus Einzelsegmenten modellierten Werkzeug wird die Spanungsgeometrie berechnet, aus welcher

mittels analytischer, empirischer oder semi-empirischer Methoden die Zerspankräfte bestimmt werden (MERCHANT 1945, KIENZLE & VIKTOR 1952, MOLINARI & DUDZINSKI 1992, ALTINTAS 2000, FAASSEN 2007, DENKENA & TÖNSHOFF 2011). Durch die gekoppelte Simulation kann die Trajektorie des TCP, die sich unter der Wirkung der Zerspankraft einstellt, vorab berechnet werden. Die korrigierte Bahn wird durch eine Spiegelung dieser Trajektorie an der Sollbahn generiert. BAUER (2011) konnte mit Hilfe der modellbasierten Offline-Bahnkorrektur die Fräserabdrängung deutlich reduzieren. Ein Nachteil dieses Verfahrens liegt in dem hohen Aufwand, der für die MAS jedes Bauteils betrieben werden muss. Zudem wirkt sich jede Abweichung des realen Bearbeitungsprozesses von der Simulation, wie durch grobe Rohteiltoleranzen, Bauteillagenfehler oder zunehmenden Werkzeugverschleiß, negativ auf das Bearbeitungsergebnis aus. In BAUER (2011) kam es beispielsweise aufgrund einer ungenauen Kenntnis des Zeitpunkts und der Position des Werkzeug-Ein- und -Austritts zu einer verspäteten Roboter-Reaktion bzw. zu einer Überkompensation.

Im Gegensatz zum modellbasierten Ansatz, bei dem nur kraftbedingte Verlagerungen kompensiert werden können, spielt die Ursache von Flächenformabweichungen bei der wegbasierten Kompensation keine Rolle. Es können auch Bearbeitungsfehler korrigiert werden, die auf die Ungenauigkeit des unbelasteten Roboters zurückzuführen sind. Diese Methode basiert auf dem Soll-Ist-Vergleich eines bereits gefertigten Musterbauteils mit der exakten CAD-Bauteilgeometrie. Die Oberflächengeometrie des Musterbauteils wird nach der Bearbeitung mit Hilfe einer Koordinatenmessmaschine oder eines optischen Messsystems erfasst. Aus dem Vergleich mit der Soll-Geometrie wird ein korrigiertes Bearbeitungsprogramm erstellt (BAUER 2011). Dieser Prozess muss gegebenenfalls mehrfach wiederholt werden, da sich durch das geänderte Bearbeitungsprogramm die Eingriffsverhältnisse bei der Bearbeitung ändern und sich deshalb eine veränderte Fräserabdrängung einstellt. Ein großer Vorteil des Verfahrens ist die hohe Genauigkeit, da die realen Bearbeitungsfehler direkt erfasst werden und nicht über Simulationsmodelle bestimmt werden müssen. Dadurch, dass die Fehlerursache bei diesem Verfahren keine Rolle spielt, wäre es prinzipiell möglich, eine Arbeitsgenauigkeit zu erreichen, die im Bereich der Bahn- bzw. Posewiederholgenauigkeit des Roboters liegt. Hierfür ist eine hohe Reproduzierbarkeit des Fräsprozesses erforderlich, so dass der Ansatz nicht bei allen Bearbeitungsaufgaben gute Ergebnisse liefern kann. Nachteilig wirkt sich der Aufwand zur Vermessung der Bauteile aus sowie der Umstand, dass prinzipbedingt mindestens ein fehlerbehaftetes Musterbauteil gefertigt werden muss.

2.4 Zusammenfassung und Handlungsbedarf

Aktuell können Standard-Industrieroboter aufgrund der geringen Arbeitsgenauigkeit nur für Zerspanungsaufgaben mit geringen Genauigkeitsanforderungen und niedrigen Prozesskräften eingesetzt werden. Die Vorzüge des Roboters hinsichtlich der Beweglichkeit, der Flexibilität und der Investitionskosten können somit nur in geringem Umfang genutzt werden. In *Abschnitt 2.2.2 (S. 12)* wurde aufgezeigt, dass es zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit einer Erhöhung der Genauigkeit des unbelasteten Robotersystems und einer Reduktion der prozessbedingten Abweichungen bedarf. Hierzu wurden in der Vergangenheit eine Reihe von Methoden entwickelt, die in *Abbildung 2.14* zusammengefasst und hinsichtlich verschiedener Kriterien, welche sich aus der Aufgabenstellung (*Kapitel 1, S. 1*) und der identifizierten Zusammensetzung der Arbeitsunsicherheit ergeben, bewertet werden.

		Ansätze zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit							
		Zellenkalibrierung	Versteifung des Roboters	passiver Toleranzausgleich	Kraftregelung	direkte Positionsregelung	modellbasierte Positionsregelung	antriebsseitige Achsregelung	Offline-Bahnkorrektur
Anforderungen	Eignung für die Fertigungsbearbeitung	●	●	○	○	◐	●	●	●
	geringe Zusatzkosten der Roboterzelle	●	○	●	●	○	●	◐	●
	geringer Betriebsaufwand	●	●	◐	◐	◐	●	●	○
	Erhaltung der Beweglichkeit des Roboters	●	○	●	●	●	●	●	●
	Reduktion kraftbedingter Verlagerungen	○	◐	◐	◐	●	◐	◐	◐
	Steigerung der Pose- und Bahnkenngrößen	●	○	○	○	●	○	◐	○

Bewertung bezüglich der Anforderungen: ○ geringer Erfüllungsgrad ◐ mittlerer Erfüllungsgrad ● hoher Erfüllungsgrad

Abbildung 2.14: Bewertung der Ansätze zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit von Industrierobotern zur spanenden Bearbeitung

Die *Zellenkalibrierung* (*Abschnitt 2.3.1, S. 16*) ist ein etabliertes Verfahren, mit dem die Genauigkeit des unbelasteten Robotersystems deutlich gesteigert werden kann. Mittels der beschriebenen Methoden kann eine Verbesserung der Genauigkeitskenngrößen von Sechs-Achs-Industrierobotern bis in den Bereich der Pose- und der

Bahnwiederholgenauigkeit erreicht werden. Eine Verminderung von kraftbedingten Verlagerungen, welche nach *Abbildung 2.8 (S. 15)* einen wesentlichen Anteil an der Arbeitsunsicherheit eines Fräsroboters darstellen, ist allerdings nicht möglich. Hierfür ist die *Versteifung der Roboterstruktur (Abschnitt 2.3.2, S. 19)* naheliegend, da die hohe Nachgiebigkeit des Systems die Ursache für die Abdrängung des Fräasers darstellt. Eine Abstützung des Roboters mit Hilfe von Servo-Stabilisierungsaktoren (vgl. *Abbildung 2.10, S. 20*) ist jedoch mit hohen Kosten verbunden und schränkt zudem die Beweglichkeit des Roboters ein. Außerdem ist die Regelung der zusätzlichen Achsen sehr aufwändig, so dass i. d. R. die Genauigkeitskenngrößen des Basis-Roboters nicht erreicht werden.

Im Bereich des roboterbasierten Entgratens können durch Spezialwerkzeuge zum *passiven Toleranzausgleich (Abschnitt 2.3.3, S. 21)* oder eine *Kraftregelung (Abschnitt 2.3.4.1, S. 22)* zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Eine Übertragbarkeit dieser Ansätze auf das Plan- oder Formfräsen (vgl. *Abbildung 2.1, S. 4*) ist allerdings nicht gegeben.

Der Vorteil der *direkten Positionsregelung (Abschnitt 2.3.4.2, S. 23)* liegt in der hohen erreichbaren Genauigkeit. Während des Bearbeitungsprozesses kann ausschließlich mit dieser Methode sämtlichen Ungenauigkeiten, unabhängig von ihrer Ursache, entgegengewirkt werden. Für einen flexiblen Einsatz bei der Fräsbearbeitung kommen hierfür nur absolut arbeitende Messsysteme in Frage, die aufgrund der hohen Investitionskosten und der Empfindlichkeit gegenüber Fremdkörpern ein Ausschlusskriterium für die industrielle Eignung zur direkten Positionsregelung in sich bergen.

Im Gegensatz dazu ist die *modellbasierte Positionsregelung (Abschnitt 2.3.4.3, S. 24)* wirtschaftlicher, da bei ihr zur Erfassung der Prozesskraft auf Sensorik mit moderaten Kosten zurückgegriffen werden kann. Von mehreren Autoren konnte eine Reduktion der Fräserabdrängung mit Hilfe dieses Ansatzes nachgewiesen werden, wobei aufgrund der Schwächen der eingesetzten Nachgiebigkeitsmodelle und Regler erhebliches Verbesserungspotenzial besteht.

Bei der *abtriebsseitigen Achsregelung (Abschnitt 2.3.4.4, S. 29)* ist neben der Abdrängungskompensation auch eine Verbesserung der Genauigkeitskenngrößen des Roboters möglich. Kraftbedingte Fehler aufgrund von Lager- und Strukturelastizitäten bleiben dabei allerdings unberücksichtigt, so dass die Arbeitsgenauigkeit stark von der Achsstellung und der Belastungsrichtung abhängig ist. Ein Vorteil dieser Methode liegt wie bei der modellbasierten Positionsregelung im geringen Betriebs-

aufwand, da außer der Aktivierung der entsprechenden Regler vom Bediener keinerlei Systemeingriff erforderlich ist.

Im Gegensatz dazu muss zur *Offline-Bahnkorrektur* (Abschnitt 2.3.5, S. 30) für jedes Bauteil eine aufwändige MAS oder eine Vermessung fehlerhaft gefertigter Musterteile durchgeführt werden. Insbesondere bei geringen Stückzahlen schränkt dies die Wirtschaftlichkeit und somit die industrielle Akzeptanz des Verfahrens deutlich ein.

Die Ausführungen zeigen, dass auf Basis einer Zellenkalibrierung nach dem Stand der Technik die kraftbedingten Verlagerungen den größten Anteil an der Arbeitsunsicherheit bei der Fräsbearbeitung mit Industrierobotern darstellen. Obwohl mehrfach von Ratterschwingungen bei der Fräsbearbeitung mit Industrierobotern berichtet wird (ABELE ET AL. 2005, WAGNER 1998, PAN ET AL. 2006), ist aktuell keine Arbeit bekannt, in der die auftretenden Phänomene bei Industrierobotern systematisch untersucht und Strategien zur Schwingungsreduktion entwickelt wurden. Somit besteht Handlungsbedarf hinsichtlich der wirtschaftlichen Reduktion der statischen Werkzeugabdrängung sowie der wissenschaftlichen Untersuchung und Vermeidung von Ratterschwingungen an Fräsrobotern.

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das primäre Ziel der vorliegenden Dissertation ist es, eine Methodik zur signifikanten Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung von metallischen Werkstoffen mit Industrierobotern zu entwickeln. Aus dem im vorhergehenden Abschnitt dargestellten Handlungsbedarf geht hervor, dass hierzu zwei Teilziele definiert werden müssen. Das erste Teilziel besteht in der Reduktion der statischen Werkzeugabdrängung, wobei sowohl eine hohe Effektivität¹¹ bei universellen Fräsaufgaben als auch ein günstiges Aufwand-Nutzen-Verhältnis angestrebt werden sollen. Das zweite Teilziel ist es, durch prozesseitige Maßnahmen die Ratterneigung des Roboters zu reduzieren, um wellige Werkstück-Oberflächen zu vermeiden und auch beim Fräsen von Stahl nennenswerte Zeitspanvolumina zu erzielen.

Die Vorgehensweise, um diese Ziele zu erreichen, ist in *Abbildung 3.1* dargestellt. Zunächst werden in Voruntersuchungen (*Kapitel 4*) die Genauigkeit sowie das Strukturverhalten des als Versuchsplattform verwendeten Roboters analysiert. Dies beinhaltet einerseits die Erfassung der Genauigkeit des unbelasteten Systems, wobei die Bahngenauigkeit bei für das Fräsen gängigen Vorschubgeschwindigkeiten untersucht wird. Andererseits erfolgt mit Hilfe von Zerspanungsversuchen die Analyse des Bearbeitungsverhaltens für verschiedene Werkstoffe. Zur weiteren Erhöhung des Systemverständnisses wird die Strukturmechanik des Roboters durch die Aufnahme von Frequenzgängen und die Durchführung einer experimentellen Modalanalyse betrachtet.

Basierend auf den Voruntersuchungen kann in *Kapitel 5* die Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit entwickelt werden. Dabei werden in einem ersten Schritt die Anforderungen an das System festgelegt. Im Anschluss wird eine begründete Auswahl der einzelnen Methoden, die zur Anforderungserfüllung am besten geeignet sind, getroffen.

Die *Kapitel 6* und *7* stellen den Kern der Arbeit dar. Es wird der Ansatz der steuerungseitigen Abdrängungskompensation auf Basis einer modellbasierten Positionsregelung weiterentwickelt. Besonderen Stellenwert besitzen dabei die Identifikation und die Modellierung der Steifigkeitseigenschaften des Roboters sowie der Aufbau eines effektiven Regelungssystems. Um Ratterschwingungen beim Fräsen von Stahl zu vermeiden, werden nach der systematischen Untersuchung des Bearbeitungsverhaltens des Roboters verschiedene Maßnahmen zur Steigerung der Prozessstabilität

¹¹ Die Effektivität bezeichnet in diesem Zusammenhang die Wirksamkeit der Methodik zur Verringerung der statischen Fräserabdrängung.

auf ihre Eignung beim roboterbasierten Fräsen geprüft und ihre Umsetzung beschrieben.

In *Kapitel 8.2* wird die erarbeitete Methodik validiert, indem das Fräsen eines Bauteils mit (gegenüber den Vorversuchen) veränderten Prozessparametern und aktiver Abdrängungskompensation beschrieben wird. Ein Vergleich des Bearbeitungsergebnisses mit dem aus den Voruntersuchungen (*Kapitel 4*) ermöglicht die Quantifizierung der Effektivität des Ansatzes. Zudem werden in diesem Kapitel das technische und das wirtschaftliche Potenzial des Einsatzes von Fräsrobotern im Vergleich zu einer konventionellen 5-Achs-Fräsmaschine bewertet.

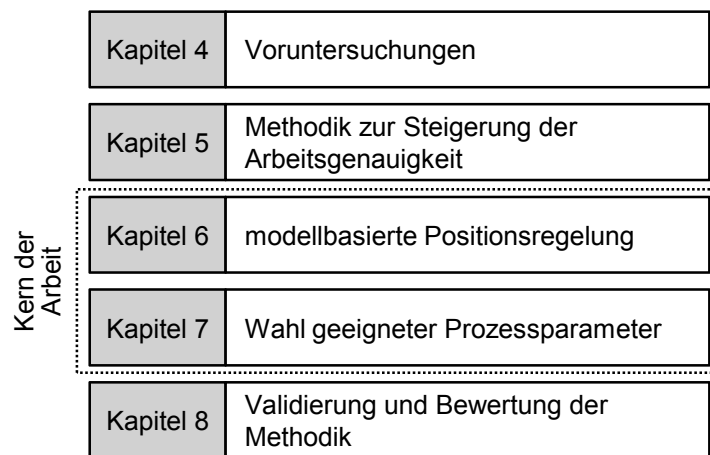


Abbildung 3.1: Vorgehensweise im Rahmen der Arbeit

4 Voruntersuchungen

4.1 Kapitelüberblick

Die in diesem Kapitel beschriebenen Voruntersuchungen dienen der Erhöhung des Systemverständnisses und sind essentiell, um später die Anforderungen an die Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit festlegen zu können. Zunächst werden die wesentlichen Bestandteile der verwendeten Roboterzelle und ihre technischen Eigenschaften beschrieben. Nach einer Zellenkalibrierung wurden in einer ersten Versuchsreihe die Grenzen des unbelasteten Robotersystems identifiziert, indem das Bahnverhalten bei – für die Fräsbearbeitung – relevanten Prüfgeschwindigkeiten und -trajektorien untersucht wurde. Im Anschluss erfolgte die Durchführung von Zerspanungsversuchen mit den Werkstoffen Aluminium und Stahl in unterschiedlichen Arbeitsbereichen des Roboters, wobei der statische Bahnversatz und die Oberflächenqualität der gefertigten Werkstücke analysiert wurden. Abgeschlossen wird das Kapitel durch die Beschreibung der dynamischen Untersuchung des Systems in Form von Frequenzgängen und einer experimentellen Modalanalyse.

4.2 Roboterzelle zur Durchführung der Versuche

Für die Voruntersuchungen und die spätere Umsetzung der Methodik kam die in *Abbildung 4.1* dargestellte Roboterzelle zum Einsatz. Bei dem verwendeten Industrieroboter handelt es sich um einen Sechs-Achs-Knickarmroboter vom Typ *KR 240 R2500 prime* mit einer Steuerung vom Typ *KR C4* der *KUKA Roboter GmbH*. Der Roboter verfügt über eine Nenntaglast von 240 kg und eine maximale Reichweite von 2500 mm. Die Roboterkalibrierung wurde bereits vor der Auslieferung durchgeführt, so dass das System laut Herstellerangabe eine Posegenauigkeit von 0,7 mm und eine Posewiederholgenauigkeit von 0,06 mm besitzt bzw. von Beginn an besaß.

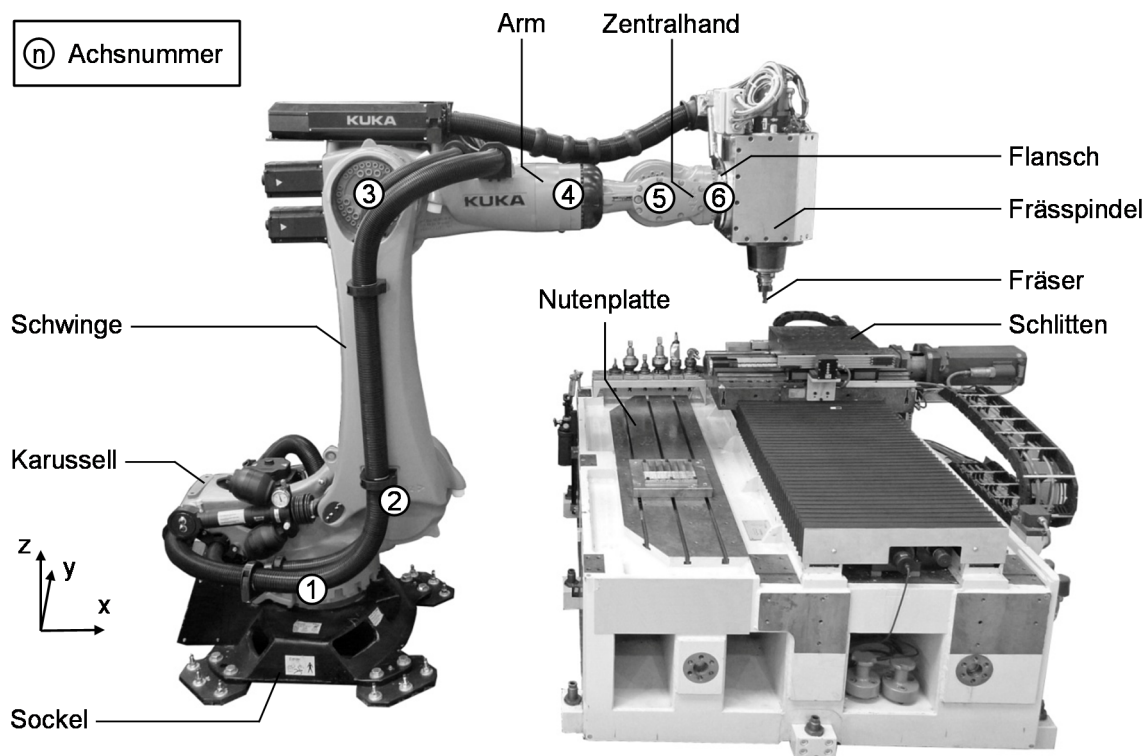


Abbildung 4.1: Roboterzelle zur Durchführung der Versuche

Am Flansch des Roboters ist eine Frässpindel vom Typ *HSD ES510* montiert. Die Spindel ist wassergekühlt und verfügt über eine Antriebsleistung von 22 kW bei einer Masse von ca. 120 kg (148 kg inklusive Spindelgehäuse). Die Maximaldrehzahl beträgt 12.000 U/min. Die Werkzeuge können über eine ISO-40-Aufnahme mit hydraulischer Spannung eingewechselt werden. Der verbaute Asynchronmotor wird über einen Frequenzumrichter vom Typ *KEB COMBIVERT F5 Multi* der *Karl E. Brinkmann GmbH* drehzahl geregelt. Dieser verfügt über analoge Ausgänge, um externen Systemen Statusinformationen wie beispielsweise den aktuellen Drehzahl-Istwert zur Verfügung zu stellen. Die Solldrehzahl kann von der Robotersteuerung vorgegeben werden.

Der verwendete Bearbeitungstisch besteht aus einem Grundgestell, auf dem ein Kreuztisch angebracht ist, so dass sich verschiedene Möglichkeiten zur Werkstück-Aufspannung ergeben. Einerseits kann das Grundgestell mit integrierter Nutenplatte genutzt werden, um ein Bauteil oder einen Maschinenschraubstock zu befestigen. Andererseits ist eine Befestigung auf dem Schlitten des Kreuztisches möglich, welcher in zwei Achsen präzise bewegt und positioniert werden kann. In beiden Fällen ist durch die massive Bauweise des Versuchsstands eine sehr steife Werkstück-Aufnahme gewährleistet.

4.3 Untersuchung der Genauigkeit des unbelasteten Robotersystems

4.3.1 Zellenkalibrierung

Bevor die Genauigkeit des unbelasteten Robotersystems untersucht werden konnte, war im Anschluss an die Inbetriebnahme des Roboters¹² eine Zellenkalibrierung erforderlich. Da die Roboterkalibrierung von der *KUKA Roboter GmbH* bereits vor der Auslieferung des Systems durchgeführt wurde, musste gemäß den Ausführungen in *Abschnitt 2.3.1 (S. 16)* noch die Werkzeug- und die Umgebungskalibrierung erfolgen.

4.3.1.1 Werkzeugkalibrierung

Zur Werkzeugkalibrierung kam zunächst die in *Abschnitt 2.3.1 (S. 16)* erwähnte XYZ-4-Punkt-Methode zum Einsatz. Dazu wurde in die Werkzeugaufnahme der Spindel eine geschliffene Messspitze eingespannt (*Abbildung 4.2*) und ein Referenzpunkt aus 4 Richtungen angefahren. An Stelle einer zweiten, ortsfesten Messspitze wurden hier zwei vergrößernde Optiken mit integrierten Fadenkreuzen zur Festlegung des Referenzpunkts verwendet. Wie *Abbildung 4.2* zeigt, wurden die beiden Optiken im 90°-Winkel zueinander aufgestellt und anhand der ersten Messpose auf die Messspitze ausgerichtet.

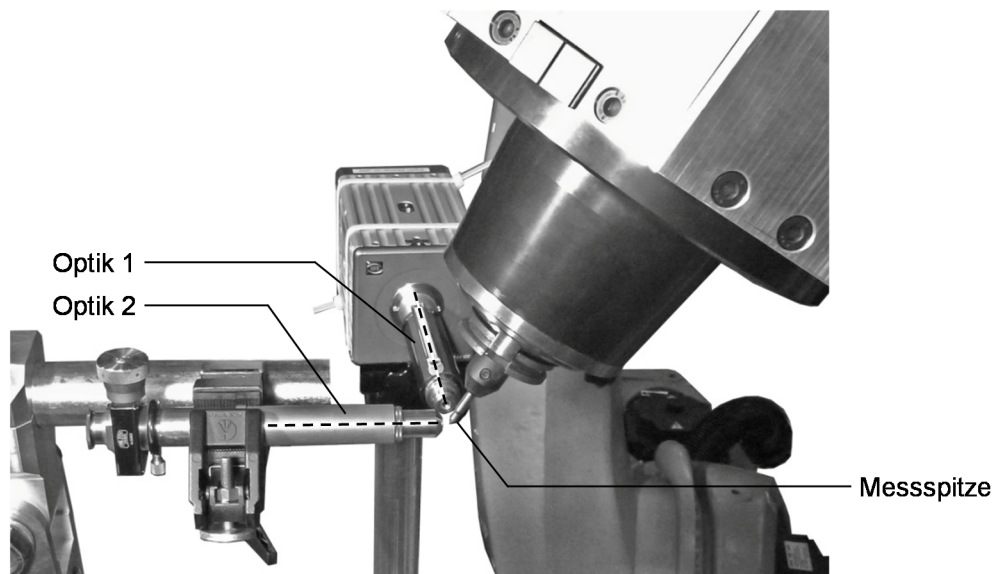


Abbildung 4.2: Konfiguration der Optiken zur Werkzeugkalibrierung

¹² Bei der Inbetriebnahme wurden u. a. die Lastdaten des Endeffektors (Frässpindel mit Gehäuse und Werkzeugaufnahme) in der Robotersteuerung hinterlegt.

Beim Anfahren der folgenden drei Messposen wurden die Optiken nicht bewegt. Aus den Lage-Istwerten der einzelnen Messposen wurden in der Robotersteuerung die Positionskoordinaten des Werkzeug-KS relativ zum Flansch-KS bestimmt. Diese Messprozedur wurde mehrfach wiederholt, wobei sich eine nur mäßige Reproduzierbarkeit zeigte¹³. Zur Überprüfung der ermittelten Koordinaten wurde die Spindel demontiert und die Position sowie die Orientierung (welche mit der XYZ-4-Punkt-Methode nicht ermittelt werden kann¹⁴) des Werkzeugkegels relativ zum Flansch des Spindelgehäuses auf einem Koordinatenmessgerät (KMG) vom Typ *ZEISS OMC 850* bestimmt¹⁵. Der Abstand des Werkzeugkegels zur Messspitze wurde auf einem Voreinstellgerät vom Typ *GARANT VGI* vermessen und unter Berücksichtigung des Winkelfehlers des Spindel systems zu den Koordinaten des Werkzeugkegels (relativ zum Flansch) addiert. Somit ist das Ergebnis mit dem der XYZ-4-Punkt-Methode vergleichbar (*Tabelle 4.1*).

Tabelle 4.1: Mittels der XYZ-4-Punkt-Methode bzw. der direkten Messung (KMG und Voreinstellgerät) bestimmte Koordinaten der Messspitze relativ zum Flansch des Roboters

Verfahren	X in mm	Y in mm	Z in mm	A in °	B in °	C in °
XYZ-4-Punkt	363,388	0,229	164,488	0	-90	0
direkte Messung	363,489	-0,015	164,268	0,0201	-90,029	0

Der euklidische Abstand zwischen den ermittelten TCP-Positionen (X , Y und Z) der beiden Messverfahren weicht um 0,341 mm voneinander ab. Da die Reproduzierbarkeiten der Messergebnisse mit der Koordinatenmessmaschine und dem Voreinstellgerät im Mikrometer-Bereich lagen, kann davon ausgegangen werden, dass die Resultate der direkten Messung deutlich verlässlicher sind als bei der XYZ-4-Punkt-Methode. Die Werkzeugkalibrierung bei Fräsrobotern sollte demnach immer mit Hilfe eines externen Messsystems erfolgen, zumal bei dieser Methode auch die Orientierung (A , B und C) des Werkzeug-KS ermittelt werden kann. Dabei ist durch geeignete Passungen am Roboterflansch die präzise Ausrichtung des Endeffektors sicherzustellen. Zum Einwechseln von Bearbeitungswerkzeugen kann deren Län-

¹³ Die Abweichungen der TCP-Positionen der einzelnen Wiederholungsmessungen lagen bei bis zu 1 mm.

¹⁴ Wie in *Abschnitt 2.3.1* erwähnt, sind roboterbasierte Methoden zur Bestimmung der Spindelorientierung zu ungenau bzw. nicht praktikabel.

¹⁵ Es wurde zunächst das Mess-KS in das Zentrum des Roboterflansches gelegt (Ausrichtung anhand des Passstiftes). Danach wurde durch ringweises Antasten des Werkzeugkegels in mehreren Tiefen die Spindelachse bestimmt und mit der stirnseitigen Ebene des Werkzeugkegels verschnitten. Auf diese Weise ergeben sich X , Y und Z sowie A und B der Spindel.

gendifferenz gegenüber der Messspitze mit einem Voreinstellgerät erfasst und in der Robotersteuerung hinterlegt werden. Bei diesem Vorgehen ist der zu erwartende Fehler sehr gering, da bei der verwendeten ISO-40-Werkzeugaufnahme Rundlaufabweichung des Kegelschaftes zum Spanndurchmesser von weniger als 0,003 mm erzielt werden können (MAPAL 2013). Das Wechseln der Werkzeugaufnahme ist also um den Faktor 20 genauer als die nominelle Wiederholgenauigkeit des Roboters, wodurch die daraus resultierende Positionsabweichung vernachlässigbar gering ist.

4.3.1.2 Umgebungskalibrierung

Im Rahmen der Umgebungskalibrierung muss das Koordinatensystem des Bauteils (Basis-KS in *Abbildung 2.9, S. 16*) eingemessen werden. Seitens der Robotersteuerung ist hierzu die sogenannte 3-Punkt-Basisvermessung verfügbar. Bei dieser werden mit einem Werkzeug bekannter Länge (z. B. Messspitze) drei Punkte zur Definition des Koordinatensystems angetastet. Dabei definiert der Erste den Ursprung, der Zweite die x-Achse und der Dritte die xy-Ebene des Basis-KS. Für den praktischen Einsatz bei der Fräsbearbeitung ist dieses Verfahren nur bedingt geeignet, da die notwendigen Punkte nur schwer mit hoher Genauigkeit angefahren werden können, insbesondere wenn die Kanten des Werkstücks Fasen aufweisen. Im Folgenden wird ein genaueres Vorgehen zum Einmessen von rechteckigen Werkstücken vorgestellt. Dabei kommt ein 3D-Messtaster mit einer Auflösung von 0,01 mm zum Einsatz. Das Basis-KS soll, wie in *Abbildung 4.3* dargestellt, in einer Ecke des Bauteils platziert werden und an den Kanten ausgerichtet sein. Zur Beschreibung dieses Koordinatensystems müssen dessen Orientierungs- (A_{Basis} , B_{Basis} , C_{Basis}) und Ursprungskoordinaten (X_{Basis} , Y_{Basis} , Z_{Basis}) im Welt-Koordinatensystem ermittelt werden.

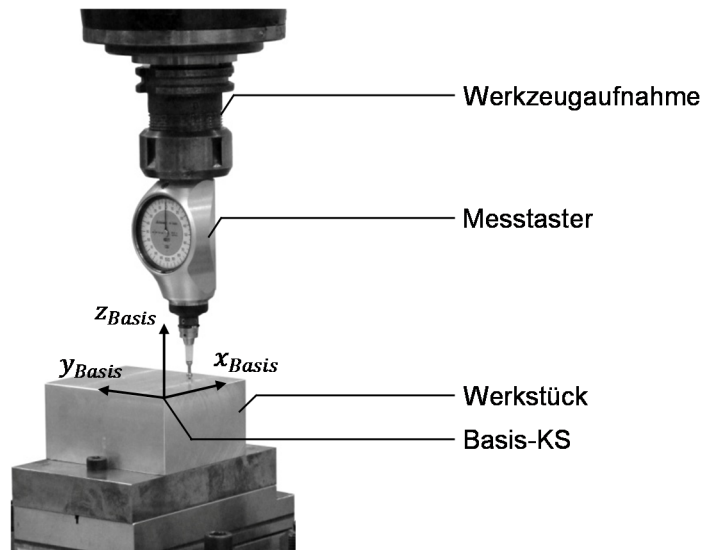


Abbildung 4.3: Messtaster und Basis-KS zur Werkstückkalibrierung

In einem ersten Kalibrierschritt werden die vier Punkte P_1 , P_2 , P_3 und P_4 , welche in *Abbildung 4.4 (links)* dargestellt sind, angetastet. Die genaue Lage der Messpunkte spielt dabei keine Rolle, allerdings sollte während des Antast-Vorgangs keine Richtungsumkehr erfolgen, weil dadurch das Messergebnis durch mögliches Spiel in den Robotergetrieben und dem Messtaster verfälscht wird. Der Koordinatenursprung (X_{Basis} , Y_{Basis} , Z_{Basis}) und die Orientierung des Werkstücks um die z-Achse (A_{Basis}) berechnen sich entsprechend *Abbildung 4.4 (rechts)* wie folgt.

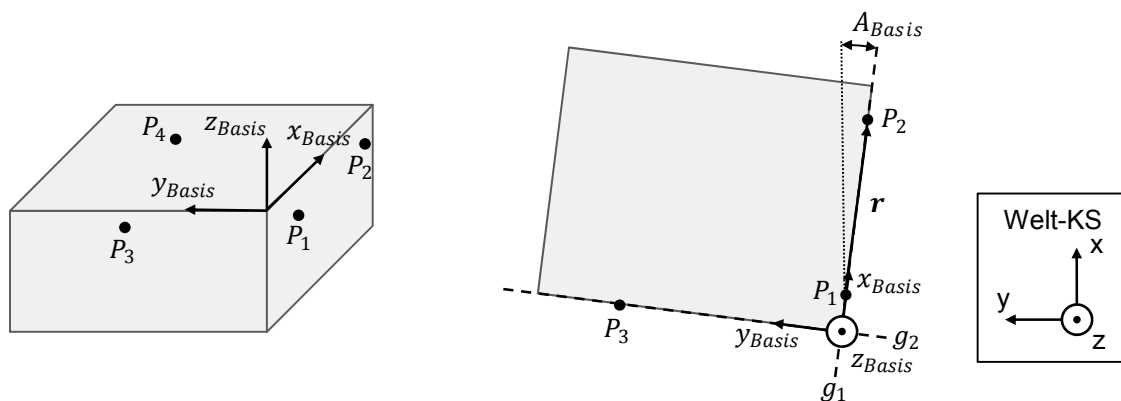


Abbildung 4.4: Messpunkte (links) sowie Skizze zur Berechnung der Orientierungs- und Ursprungs koordinaten (rechts) für den ersten Kalibrierschritt

Zunächst werden die z-Koordinaten von P_1 , P_2 und P_3 mit denen des Punkts P_4 überschrieben. Das dreidimensionale Problem wird somit in eine Ebene projiziert und damit auf zwei Dimensionen reduziert:

$$Z_{Basis} := P_{1,z} := P_{2,z} := P_{3,z} := P_{4,z} \quad (4.1)$$

Anschließend wird der Verbindungsvektor \mathbf{r} zwischen P_1 und P_2 gebildet, was die Berechnung des Winkels A_{Basis} ermöglicht:

$$\mathbf{r} = \overrightarrow{P_1 P_2} \quad (4.2)$$

$$A_{Basis} = \tan^{-1} \left(\frac{r_y}{r_x} \right) \quad (4.3)$$

Zur Bestimmung des Ursprungs wird eine Geradengleichung durch P_1 und P_2 aufgestellt (g_1) und eine darauf senkrecht stehende Gerade durch P_3 (g_2) gebildet (*Abbildung 4.4 rechts*):

$$g_1: y = m_1 x + b_1 \quad g_2: y = m_2 x + b_2 \quad (4.4)$$

$$m_1 = \frac{P_{2,y} - P_{1,y}}{P_{2,x} - P_{1,x}} \quad m_2 = -\frac{1}{m_1} \quad (4.5)$$

$$b_1 = P_{2,y} - (m_1 P_{2,x}) \quad b_2 = P_{3,y} - (m_2 P_{3,x}) \quad (4.6)$$

Das Gleichsetzen und Auflösen der Geradengleichung liefert X_{Basis} :

$$X_{Basis} = \frac{b_2 - b_1}{m_1 - m_2} \quad (4.7)$$

Die y-Koordinate ergibt sich durch das Einsetzen in eine der Geradengleichungen:

$$Y_{Basis} = m_1 X_{Basis} + b_1 \quad (4.8)$$

Auf diese Weise sind der Koordinatenursprung und die Orientierung des Werkstücks in der xy-Ebene festgelegt. Zur Minimierung des Einflusses von Messfehlern sollten P_1 bis P_3 möglichst weit auseinander liegen und P_4 nahe des Koordinatenursprungs platziert werden, da hierdurch eine mögliche Verkippung des Bauteils um die x- bzw. y-Achse zu einem kleineren Fehler der Koordinate Z_{Basis} führt. Soll zusätzlich die Verkippung der xy-Ebene (Basis-KS) erfasst werden, ist ein weiterer Kalibrierschritt mit drei weiteren Messpunkten erforderlich, welche in *Abbildung 4.5* dargestellt sind¹⁶.

¹⁶ An Stelle von P_5 kann P_4 auch erneut verwendet werden, so dass nur zwei zusätzliche Punkte anzutasten sind.

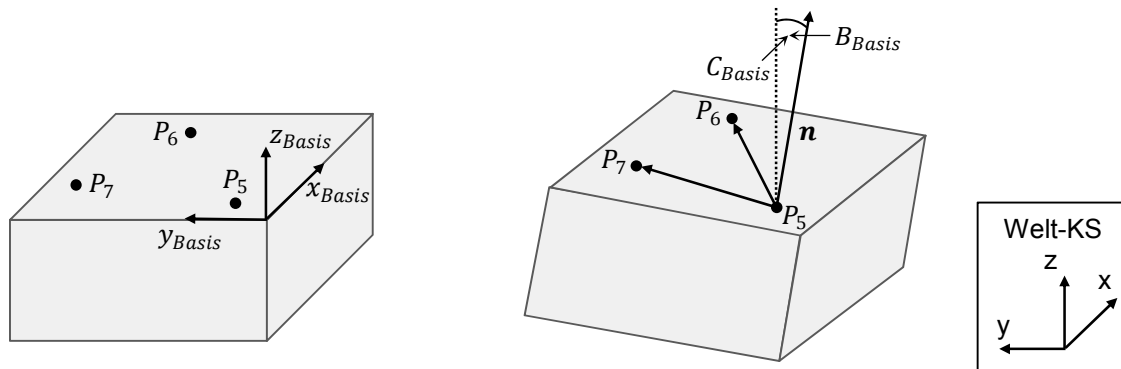


Abbildung 4.5: Messpunkte (links) sowie Skizze zur Berechnung der Orientierungs- und Ursprungskoordinaten (rechts) für den zweiten Kalibrierschritt

Mit Hilfe von P_5 , P_6 und P_7 können die Orientierungskoordinaten B_{Basis} und C_{Basis} bestimmt werden, indem zunächst der Normalenvektor der Ebene, auf der die drei Messpunkte liegen, ermittelt wird:

$$\mathbf{n} = \overrightarrow{P_5P_6} \times \overrightarrow{P_5P_7} \quad (4.9)$$

Über die Ausrichtung von \mathbf{n} lassen sich die beiden gesuchten Winkel berechnen:

$$B_{Basis} = \tan^{-1} \left(\frac{n_x}{n_z} \right) \quad (4.10)$$

$$C_{Basis} = \tan^{-1} \left(\frac{n_y}{n_z} \right) \quad (4.11)$$

Auch hier empfiehlt es sich zur Fehlerminimierung, den Abstand der Messpunkte möglichst groß zu wählen. Da im vorliegenden Beispiel (Abbildung 4.3) die Abmessungen des Bauteils sehr klein sind, wurden die Messpunkte auf der Nutenplatte des Grundgestells platziert. Diese besitzt eine geringe Ebenheitstoleranz und eine große Ausdehnung. Die Orientierung der Nutenplatte um die x- und die y-Achse ist in guter Näherung identisch mit der des Werkstücks, da beide Komponenten entweder direkt oder über Adapterplatten mit geringen Toleranzen miteinander verbunden sind. Zudem bietet dieses Vorgehen den Vorteil, dass für alle Bauteile, die auf der Nutenplatte befestigt werden, dieselben Werte für B_{Basis} und C_{Basis} verwendet werden können, so dass nur der erste Kalibrierschritt wiederholt werden muss.

Um den Prozess der Werkstückkalibrierung so effizient wie möglich zu gestalten, kann er durch Roboterprogramme unterstützt werden, mit deren Hilfe die Koordinaten nach dem Anfahren eines Punktes gespeichert werden. Somit können die *Glei-*

chungen (4.1) bis (4.11) von der Robotersteuerung berechnet und die Koordinaten des Basis-KS automatisch gespeichert werden.

Zur Bestimmung der Genauigkeit, mit welcher der Koordinatenursprung nach dem Kalibrierprozess angefahren werden kann, wurde eine rechteckige Platte mit sehr engen Toleranzen wiederholt mittels des beschriebenen Verfahrens eingemessen. Im Anschluss wurden im Abstand von ca. 10 mm zum Ursprung die Nullpositionen der einzelnen Achsen an den drei Flächen des Bauteils automatisch mit dem Messtaster angefahren und die jeweilige Abweichung abgelesen. Dabei zeigte sich, dass in diesem Bereich reproduzierbare Positionsabweichungen von 0,02 bis 0,05 mm vorliegen. Durch den Kalibrierprozess kann demnach der Koordinatenursprung mit hoher Genauigkeit festgelegt und wieder angefahren werden.

4.3.2 Bahnverhalten des unbelasteten Robotersystems

Die in *Abbildung 2.8* (S. 15) dargestellten Kenngrößen zur Beschreibung der Roboter Genauigkeit können zur Abschätzung des Verhaltens des unbelasteten Roboters bei Fräsaufgaben nur Anhaltswerte liefern. Die Ursache hierfür liegt in den Prüfgeschwindigkeiten, welche nach EN ISO 9283 zur Erfassung der Bahngenauigkeit bei 600 mm/min, 15.000 mm/min, 37.800 mm/min (optional) und 96.000 mm/min liegen. Diese Geschwindigkeiten sind nicht repräsentativ für praktikable Vorschubgeschwindigkeiten bei der Fräsbearbeitung. Aus diesem Grund wurde in einer Versuchsreihe die Bahntreue des unbelasteten Roboters mit Hilfe eines Lasertrackers untersucht, wobei Bahngeschwindigkeiten realisiert wurden, wie sie für die Bearbeitung verschiedener Stähle und Aluminium-Legierungen mit gängigen Fräs Werkzeugen auftreten. Das primäre Ziel der Versuchsreihe lag nicht in der Quantifizierung der Bahnabweichung für den eingesetzten Roboter, sondern in der Untersuchung der Änderung des Verhaltens bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten in verschiedenen Arbeitsraumpositionen. Es ist davon auszugehen, dass dieses Verhalten auch für andere vergleichbare Sechs-Achs-Knickarmroboter gültig ist.

Werkzeughersteller empfehlen für Schaftfräser (Durchmesser 10 mm – 16 mm, 3 Schneiden) die in *Tabelle 4.2* dargestellten Arbeitswerte für den Zahnvorschub und die Schnittgeschwindigkeit (MAPAL 2013). Dabei berechnen sich die Werte für v_f aus f_z und v_c nach den *Gleichungen (2.1)* und *(2.2)* (S. 6).

Tabelle 4.2: *Empfohlene Arbeitswerte für Schaftfräser bei der Bearbeitung von Stahl und Aluminium*

Werkstoff	f_z in mm	v_c in m/min	v_f in mm/min
Stahl ¹⁷	0,04 – 0,12	60 – 230	230 – 2635
Aluminium ¹⁸	0,09 – 0,2	300 – 500	2149 – 7957

Es ist ersichtlich, dass die empfohlenen Werte der Schnittgeschwindigkeit und des Vorschubs für die unterschiedlichen Stahl-Werkstoffe weiter streuen als für die Aluminium-Legierungen. Diesem Umstand soll bei der Versuchsplanung Rechnung getragen werden. Da sich die resultierenden Grenzen der Vorschubgeschwindigkeiten überlappen, kann ein gemeinsamer Bereich von 230 mm/min bis 7957 mm/min gebildet werden. Innerhalb dieses Bereichs wurden Versuche mit sieben Geschwindigkeitsstufen durchgeführt, welche über eine sogenannte Renard-Serie definiert wurden. Bei einer Renard-Serie, auch geometrische Stufung genannt, ergeben sich die einzelnen Stufen aus der Multiplikation des vorherigen Wertes mit dem konstanten Renard-Faktor R (DIN 323-2). Dadurch werden die Schrittweiten nicht um einen konstanten Absolutwert, sondern um einen festgelegten Relativwert erhöht, was eine bessere Analyse des Systemverhaltens ermöglicht. Gleichung (4.12) zeigt die Berechnung von R für den vorliegenden Fall nach DIN 323-2. Die resultierenden Faktorstufen für v_f sind in Tabelle 4.3 aufgelistet.

$$R = \frac{\text{Stufenanzahl}^{-1} \sqrt{\text{größter Wert}}}{\sqrt{\text{kleinster Wert}}} = \sqrt[7-1]{\frac{7957}{230}} = 1,805 \quad (4.12)$$

Tabelle 4.3: *Faktorstufen der Vorschubgeschwindigkeit für die Versuche zur Analyse des Bahnverhaltens des unbelasteten Robotersystems*

Faktorstufe	1	2	3	4	5	6	7
v_f in mm/min	230	415	749	1353	2442	4408	7957
Werkstoff	Stahl				Aluminium		

¹⁷ Unlegierte Stähle (z. B. St37, St42, C22, GS38, St50, St60, C45, GS62, St70, C70), legierter Stahl (z. B. 16MnCr5, 90MnCrV8, 100Cr6, 42CrMo4, X210Cr13, 34CrAlNi7), korrosionsbeständiger und säurebeständiger Stahl (z. B. X5 CrNi 18 9, X10 CrNiMoTi 18 10, G-X40, CrNi 27 4), Grauguss (z. B. GG10, GG15, GG20, GG25, GTW40, GG30, GG40, GTS70), Sphäroguss (z. B. GGG40, GGG50, GGG60, GGG70)

¹⁸ Si-Gehalt 0,5 - 15 % (z. B. GD-AlSi9Cu3, AlSi7Mg0,6, GB-AlSi12(Cu), AlSi17Cu4Mg)

An dieser Stelle wird der Vorteil der Renard-Staffelung gegenüber einer linearen Serie ersichtlich. Bei einer linearen Verteilung der Stufen würde sich eine Schrittweite von 1288 mm/min ergeben. Für den Werkstoff Stahl hätte diese Schrittweite eine große, für Aluminium eine kleine relative Änderung der Vorschubgeschwindigkeit und somit auch des erwarteten Roboter-Verhaltens zur Folge. Durch den nichtlinearen Versuchsplan sind für den Bereich der Stahl-Bearbeitung, bei dem die empfohlenen Grenzen für die Schnittgeschwindigkeit und den Vorschub stark variieren, mehr Parameterstufen vorgesehen, als für die Aluminium-Bearbeitung.

Die Prüfbahn wurde von einem generischen Bauteil abgeleitet, welches auch für die späteren Zerspanungsversuche zum Einsatz kam. Das Werkstück, welches in *Abbildung 4.6* dargestellt ist, enthält verschiedene Geometrielemente zur Beurteilung des Roboterhaltens bei Kreis-, Eck-, Kurven- und Geradeausfahrten.

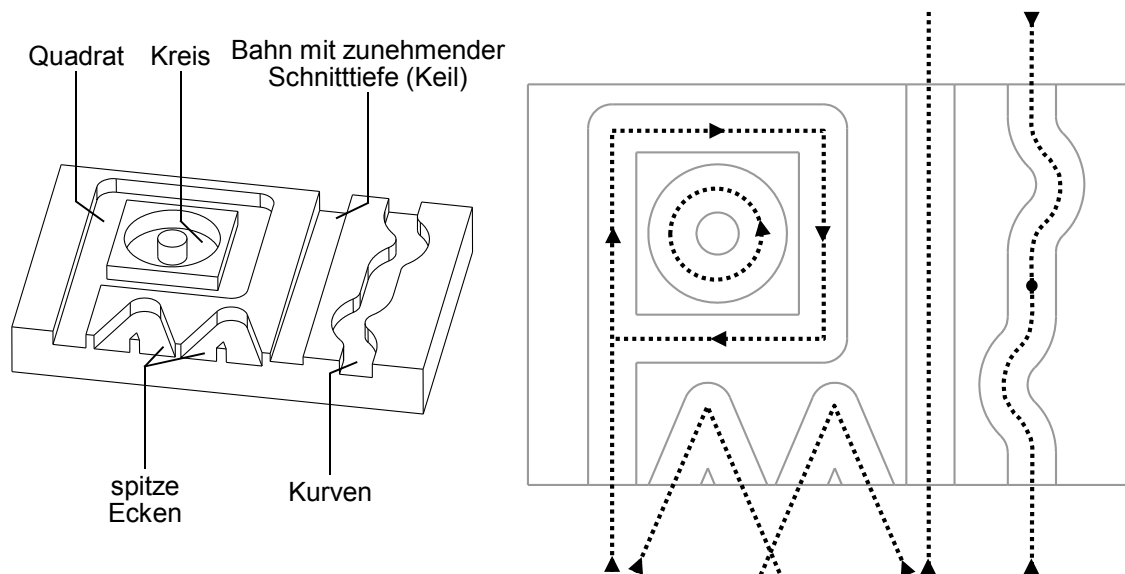


Abbildung 4.6: Generisches Werkstück (links) und abgeleitete Prüfbahn (rechts) für die Versuche zur Analyse des Bahnverhaltens des unbelasteten Robotersystems

Die Prüfbahnen wurden in zwei Bereichen des Roboter-Arbeitsraums platziert. Im weiteren Verlauf wird unter dem Arbeitsbereich ein kubischer Betriebsraum¹⁹ um eine spezifizierte TCP-Position mit einer Kantenlänge von 300 mm verstanden, in dem der Werkzeugarbeitspunkt des Roboters in beliebiger Orientierung platziert werden kann. Für die beiden Arbeitsbereiche (*Abbildung 4.7*), welche auch in den

¹⁹ Nach DIN EN ISO 8373 ist der Betriebsraum derjenige Raum, der tatsächlich während der Ausführung aller vom Anwenderprogramm vorgegebenen Bewegungen genutzt wird.

folgenden Untersuchungen verwendet wurden, unterscheiden sich die Winkel der Haupt- und der Nebenachsen deutlich.

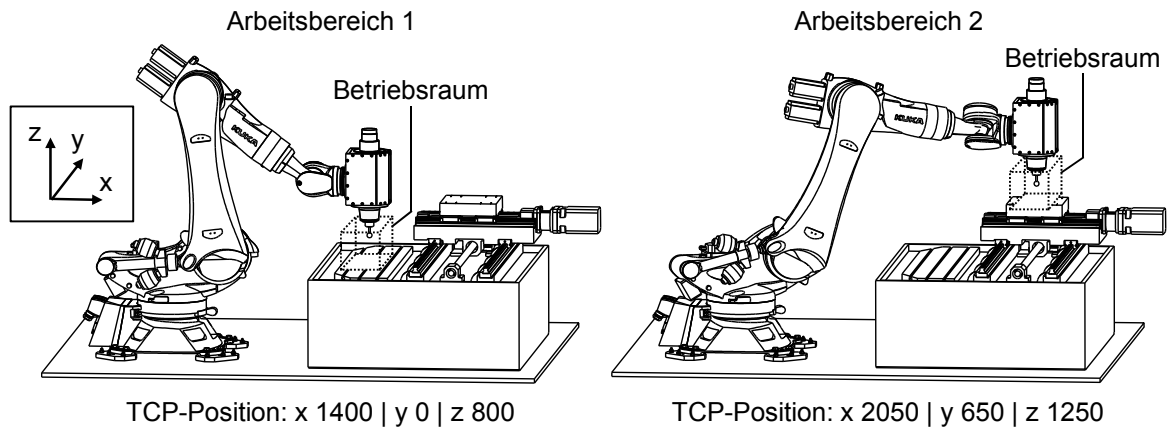


Abbildung 4.7: Arbeitsbereiche des Roboters für die Versuche zur Analyse des Bahnverhaltens des unbelasteten Robotersystems

Dadurch variieren einerseits die Hebelverhältnisse des Roboters und andererseits müssen beim Abfahren identischer Bahnen die Motoren unterschiedlich stark bewegt werden. Beispielsweise wird bei einer linearen Bewegung in x-Richtung die erste Achse im Arbeitsbereich 1 weniger gedreht als im Arbeitsbereich 2.

Die Prüfbahnen wurden in beiden Arbeitsbereichen mit den in *Tabelle 4.3* aufgeführten Vorschubgeschwindigkeiten abgefahren, wobei am TCP des Roboters ein Reflektor montiert war, dessen Bewegung mittels eines Lasertrackers vom Typ *LTD500* der *Leica Geosystems GmbH* aufgezeichnet wurde. Das System verfügt laut Herstellerangaben bei dem vorliegenden Einsatzfall (leicht bewegte Ziele) über eine Koordinaten-Messgenauigkeit²⁰ von ca. $\pm 20 \mu\text{m/m}$ (2σ) und wurde in einem Abstand von 3 – 5 m zum Reflektor aufgestellt. Da im Rahmen der Untersuchungen die Messdaten nur relativ zum Startpunkt der Bewegung ausgewertet wurden und die Abmessungen der zu erfassenden Bahnen gering waren, war mit einer Messunsicherheit von wenigen Mikrometern zu rechnen. Vor den Messungen wurden das Welt-Koordinatensystem des Roboters und das Mess-Koordinatensystem des Lasertrackers abgeglichen. Hierzu wurden drei Referenzpunkte angefahren und deren Koordinaten aus der Robotersteuerung in die Steuereinheit des Lasertrackers übertragen. Dort wurde mit Hilfe einer best-fit-Transformation das Koordinatensystem des Roboters berechnet. Die Berechnung liefert nur eine Näherungslösung, da die Koordinaten aus der Robotersteuerung mit einem Fehler in der Größenordnung der

²⁰ Die Messgenauigkeit wird als Funktion der Entfernung zwischen dem Lasertracker und dem gemessenen Punkt angegeben.

Posegenauigkeit behaftet sind. Für den Fall des verwendeten Roboters liegt die Posegenauigkeit bei ca. 0,7 mm. Daraus ergeben sich große Abweichungen zwischen dem Mess-KS und dem Welt-KS des Roboters, so dass die erfassten Roboterbahnen nicht direkt mit den Sollbahnen verglichen werden konnten. Aus diesem Grund wurden die erfassten Punktwolken durch Rotation und Translation so lange bewegt, bis sich über alle Messpunkte ein minimaler Abstand zur Sollbahn einstellte. Durch diese notwendige Nachbearbeitung der Messdaten können die tatsächlichen Bahnabweichungen größer sein als im Folgenden dargestellt. Sämtliche Messungen der beschriebenen Versuchsreihe wurden mehrfach durchgeführt, wobei sich die Messwerte der einzelnen Wiederholungen um maximal 0,07 mm voneinander unterschieden.

Abbildung 4.8 zeigt die Messergebnisse beim Verfahren mit der größten und der kleinsten untersuchten Vorschubgeschwindigkeit im Arbeitsbereich 1. Zur besseren Visualisierung ist die Distanz zur Sollbahn um den Faktor 3 skaliert. Die Abweichungen erscheinen also dreimal so groß wie in der Realität.

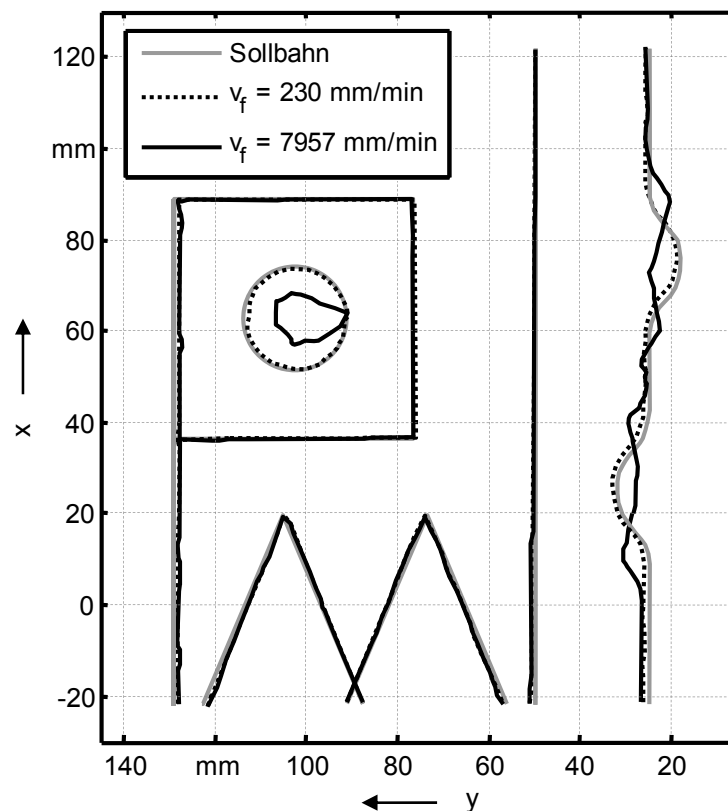


Abbildung 4.8: Abweichungen von der Sollbahn im Arbeitsbereich 1 (skaliert um dem Faktor 3)

Es zeigt sich, dass der Roboter bei linearen Bewegungen der vorgegebenen Bahn unabhängig von v_f mit hoher Genauigkeit folgen kann. Bei abrupten Richtungsänderungen in den Ecken kam es bei keinem der durchgeführten Versuche zu einer nennenswerten Schwingung über den programmierten Eckpunkt hinaus. In den Bereichen der Kreis- und der Kurvenfahrt sind bei hohen Geschwindigkeiten große Abweichungen zur Sollbahn zu verzeichnen. Dies ist vermutlich auf die großen dynamischen Lasten zurückzuführen, die beim Bewegen der Roboter- und der Spindelmasse auf derartigen Bahnen auftreten. Daraus resultiert eine geringe Eignung von Fräsrobotern beim Bearbeiten solcher Konturen mit hohen Vorschubgeschwindigkeiten. Eine detaillierte Analyse der Messdaten zeigt, dass der TCP des Roboters bei $v_f = 230$ mm/min einen maximalen euklidischen Abstand von 0,55 mm zur Sollbahn aufweist (Kurvenfahrt). Bei einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_f = 7957$ mm/min beträgt dieser 2,63 mm (Kreisfahrt). Die maximalen euklidischen Abweichungen bei allen untersuchten Vorschubgeschwindigkeiten und in beiden Arbeitsbereichen sind in *Abbildung 4.9* dargestellt.

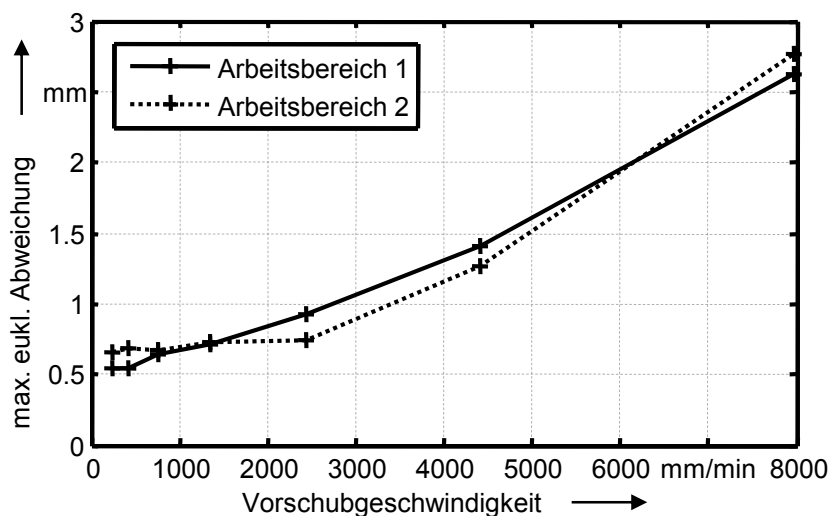


Abbildung 4.9: Maximale euklidische Bahnabweichungen bei allen untersuchten Vorschubgeschwindigkeiten für die Arbeitsbereiche 1 und 2 des untersuchten Fräsroboters

Es wird ersichtlich, dass sich die Bahnabweichungen der beiden Arbeitsbereiche nur wenig unterscheiden und progressiv mit der Vorschubgeschwindigkeit ansteigen. Für die Arbeitsgenauigkeit von Fräsrobotern infolge der Unsicherheit des unbelasteten Robotersystems spielt die Positionierung des Werkstücks demnach nur eine untergeordnete Rolle. Die Einstellgrößen Vorschub und Drehzahl, aus denen sich nach *Gleichung (2.1)* (S. 6) v_f ergibt, beeinflussen die Arbeitsgenauigkeit hingegen sehr stark. Insbesondere im Arbeitsbereich 2 ist jedoch zu erkennen, dass sich das Bahn-

verhalten bis zur fünften Faktorstufe von v_f (2442 mm/s) nur geringfügig verändert. Somit ist nach *Tabelle 4.2 (S. 46)* der Roboter aufgrund seines Verhaltens ohne den Einfluss der Prozesskraft primär für die Bearbeitung von Stahl und für die Bearbeitung von Aluminium mit moderaten Arbeitswerten für f_z und v_c geeignet. Nur sofern die Fräsaufgabe auf einfache, lineare Bahnen beschränkt ist, sind höhere Vorschubgeschwindigkeiten sinnvoll.

4.4 Zerspanungsversuche

4.4.1 Bearbeitung geradliniger Bahnen

Um grundlegende Erkenntnisse zum Bearbeitungsverhalten des Roboters zu erlangen, wurden Zerspanungsversuche durchgeführt, bei denen geradlinige Vollnuten mit unterschiedlicher Zustellung gefräst wurden. Im Betrachtungsfokus lagen die auftretenden Schnittkräfte, die daraus resultierende Fräserabdrängung sowie das dynamische Verhalten des Roboters während der Bearbeitung. Die Versuche wurden an Prüfwerkstücken aus Aluminium und Stahl durchgeführt. Als Aluminium-Werkstoff kam die Legierung EN AW-2007²¹ nach DIN EN 573-3 zum Einsatz. Aus dieser werden häufig Dreh- und Frästeile gefertigt, da sie sich durch eine sehr gute Zerspanbarkeit bei einer verhältnismäßig hohen Festigkeit von 304 N/mm² auszeichnet. Als zweiter Werkstoff wurde der Vergütungsstahl C45E²² verwendet, welcher im allgemeinen Maschinen- und Anlagenbau sowie im Fahrzeugbau weit verbreitet ist und eine Zugfestigkeit von ca. 680 N/mm² besitzt. Bei der Wahl der Fräswerkzeuge wurde bewusst auf Spezialanfertigungen verzichtet und auf konventionelle Vollhartmetall-Schaftfräser der *MAPAL Dr. Kress KG* zurückgegriffen. Im Forschungsprojekt ADVOCUT wurden Sonderwerkzeuge zur Fräsbearbeitung mit Industrierobotern entwickelt. Diese unterschieden sich von Standard-Werkzeugen im Spanwinkel, dem Grundkörpermaterial sowie dem Drallwinkel. Dadurch konnte eine Verbesserung der Oberflächenqualität und eine Reduktion der Passivkraft erreicht werden. Eine maßgebliche Verbesserung des Bearbeitungsergebnisses war aber nicht zu verzeichnen (ABELE 2007). Aus diesem Grund, und im Hinblick auf einen industriellen Einsatz, wurde in der vorliegenden Arbeit ausschließlich auf Standardwerkzeuge zurückgegriffen. Die technischen Daten sowie die Arbeitswerte der in dieser Versuchsreihe verwendeten Fräser sind in *Tabelle 4.4* dargestellt. In Anbetracht der Ergebnisse zum Bahnverhalten des unbelasteten Robotersystems

²¹ AlCu4PbMgMn, Werkstoffnummer 3.1645 nach DIN 1725-1

²² Werkstoffnummer 1.1191 nach DIN EN 10083-2

(Abschnitt 4.3.2, S. 45) wurden hohe Vorschubgeschwindigkeiten vermieden, indem bei beiden Werkstoffen beim Vorschub pro Zahn und bei der Schnittgeschwindigkeit mit niedrigen Empfehlungen des Herstellers gearbeitet wurde.

Tabelle 4.4: Technische Daten und verwendete Arbeitswerte der Werkzeuge der Mapal Dr. Kress KG

Werkstoff	Fräser-Typ	D in mm	z	n in U/min	v_f in mm/min
EN AW-2007	SCM 270	12	3	9300	2500
C45E	SCM 250	12	3	3200	480

Um beim Fräsen geradliniger Vollnuten die kraftbedingte Verlagerung des TCP möglichst isoliert beobachten zu können, wurde vor der Bearbeitung der eigentlichen Nut eine Referenzbahn mit einer Schnitttiefe von $a_p = 1$ mm erzeugt. Dabei wurden die Vorschubgeschwindigkeiten aus *Tabelle 4.4* verwendet. Eine deutliche Reduktion von v_f würde zwar zu geringeren Zerspankräften führen, allerdings würde dadurch der Schnitt von Reibvorgängen dominiert werden. Die Folgen wären ein unruhiger Zerspanungsprozess und eine schlechte Oberflächenqualität der Referenzbahn. Die Zustellung von $a_p = 1$ mm war erforderlich, weil die Schneidecken der Werkzeuge über eine Fase von 0,24 mm verfügen und eine taktile Messung der Kontur prinzipiell möglich sein sollte. Um zu verhindern, dass bei den nachgelagerten Versuchen die Referenzbahn infolge der Abdrängung des Roboters verlassen wird und dadurch a_p vom eingestellten Wert abweicht, muss diese breiter sein als der Werkzeugdurchmesser. Aus diesem Grund, und um die Zerspankräfte gering zu halten, wurde die Referenzbahn in einem zweistufigen Bearbeitungsprozess erzeugt, wie *Abbildung 4.10* zeigt. Erst im dritten Prozessschritt erfolgte die Bearbeitung der eigentlichen Nut.

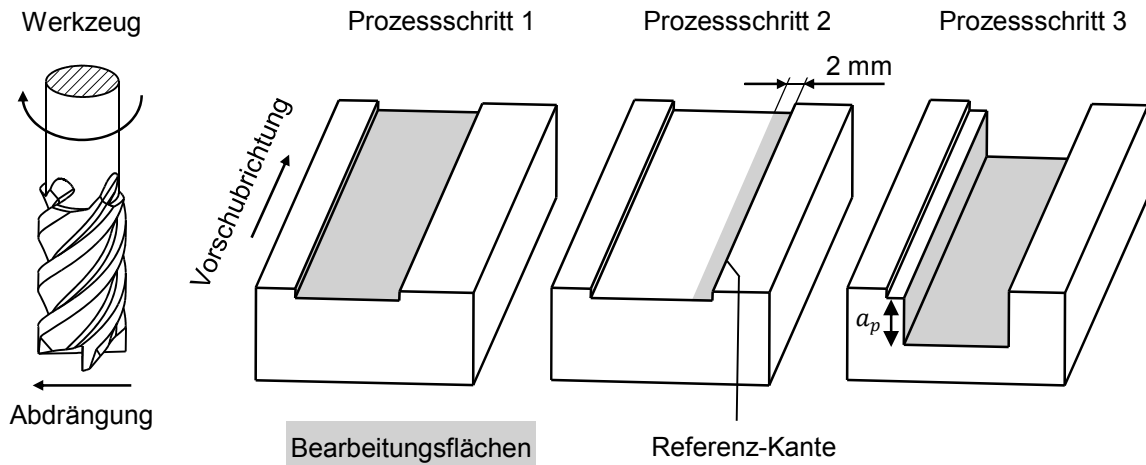


Abbildung 4.10: Prozessschritte beim Fräsen der Vollnuten

Der mehrstufige Prozess bietet den Vorteil, dass im zweiten Bearbeitungsschritt nur wenig Material abgespannt werden muss ($a_p = 1 \text{ mm}$, $a_e = 2 \text{ mm}$), wodurch sehr niedrige Bearbeitungskräfte entstehen. Die rechte Kante der Bahn ist somit gut zur isolierten Bestimmung der kraftbedingten Verlagerungen geeignet, da sie fast ausschließlich mit der Bahnunsicherheit des unbelasteten Robotersystems behaftet ist. Die Schnitttiefe wurde in acht Faktorstufen von 0,5 bis 6 mm²³ variiert und zur Realisierung eines quasi-stationären Schnitts über der Länge jeder Fräsbahn konstant gehalten. Um über die unterschiedlichen Schnitttiefen einen gleichmäßigen Anstieg der Bearbeitungskräfte zu erhalten, wurde a_p nach der in *Abschnitt 4.3.2* (S. 45) beschriebenen Renard-Serie entwickelt. Der Renard-Faktor berechnet sich zu 1,426 (*Gleichung (4.12)*, S. 46), wonach sich die Faktorstufen nach *Tabelle 4.5* ergeben.

Tabelle 4.5: Faktorstufen der Schnitttiefe für beide verwendeten Werkstoffe

Faktorstufe	1	2	3	4	5	6	7	8
a_p in mm	0,5	0,7	1,0	1,5	2,1	3,0	4,2	6,0

Bei der Bearbeitung wurde das Werkstück im Arbeitsbereich 1 (vgl. *Abbildung 4.7*, S. 48) auf einer 3-Achs-Kraftmessplattform vom Typ 9257A der *Kistler Instrumente AG* befestigt. Zusätzlich wurden am Spindelflansch ein Dreikomponenten-Beschleunigungsaufnehmer sowie ein Mikrofon angebracht. Dadurch können mögliche Betriebsschwingungen des Roboters erfasst und hochfrequente Schwingungen des Fräasers (Pfeifen) eindeutig detektiert werden. *Abbildung 4.11* zeigt den Versuchsaufbau inklusive der eingesetzten Sensorik.

²³ Für die beiden verwendeten Schaftfräser wird eine maximale Zustellung im Vollnutenschnitt von $0,5 \cdot d = 6 \text{ mm}$ empfohlen.

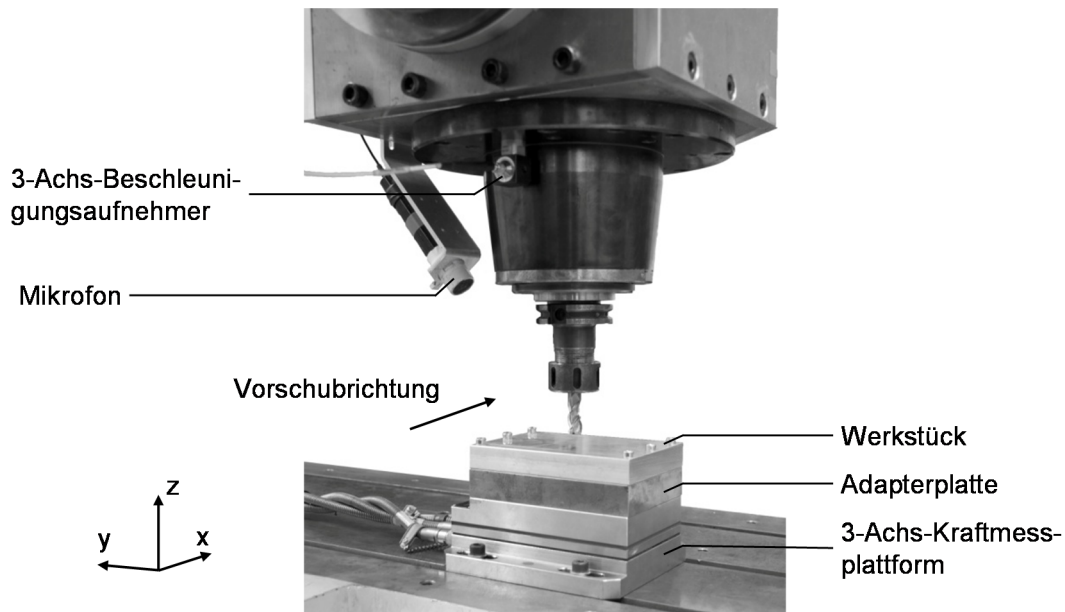


Abbildung 4.11: Messaufbau zur Durchführung der Zerspanungsversuche

Aufgrund von Ratterschwingungen war es bei der Zerspanung von C45E nicht möglich, sämtliche Versuche durchzuführen. Dies veranschaulicht *Abbildung 4.12*, in der die Betriebsschwingungsspektren der durch Integration des Beschleunigungssignals berechneten Verlagerung am Spindelflansch in y-Richtung über a_p dargestellt sind.

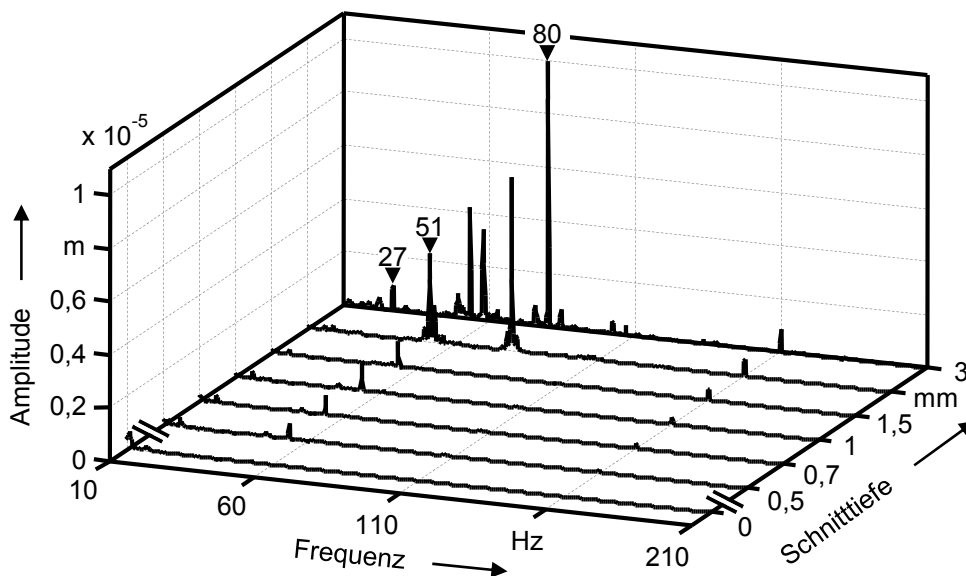


Abbildung 4.12: Betriebsschwingungsspektren der Verlagerung am Spindelflansch in y-Richtung bei der Bearbeitung von C45E ($D = 12 \text{ mm}$, $f_z = 0,05 \text{ mm}$, $n = 3200 \text{ U/min}$, $z = 3$)

Bis zu einer Schnitttiefe von $a_p = 1,5$ mm sind Schwingungen mit der Drehfrequenz der Spindel (53,3 Hz) sowie der Schneideneintrittsfrequenz (160 Hz) erkennbar. Zudem liegen minimale niederfrequente Schwingungen (< 30 Hz) vor, die allerdings nicht auf den Bearbeitungsprozess zurückzuführen sind, da sie auch bei einer Überfahrt ohne Bauteilkontakt ($a_p = 0$ mm) auftreten. Ab dem Überschreiten der Grenzschnitttiefe kommt es zu einem sprunghaften Anstieg der Schwingungsamplitude, was (wie in Abschnitt 2.2.3 beschrieben) ein klares Kriterium für Rattern darstellt. Es können drei Ratterfrequenzen bei 27, 51 und 80 Hz identifiziert werden. *Abbildung 4.13* zeigt die dadurch resultierende Bauteiloberfläche mit deutlich sichtbaren Rattermarken am Nutgrund und an der Nutflanke. Die maximale Schnitttiefe, bei der eine stabile Bearbeitung möglich ist, liegt bei 1,5 mm.

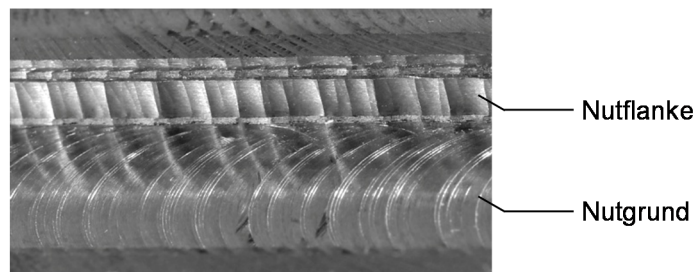


Abbildung 4.13: Rattermarken am Nutgrund und an der Nutflanke ($a_p = 2,1$ mm, $D = 12$ mm, $f_z = 0,05$ mm, $n = 3200$ U/min, $z = 3$)

Im Gegensatz dazu konnten mit dem Aluminium-Werkstoff sämtliche Versuche ohne das Auftreten von Rattern durchgeführt werden. Da durch die Zustellung von bis zu 6 mm die Zerspankräfte höher lagen als bei der Stahl-Zerspanung, ist die bessere Prozessstabilität vermutlich auf die höhere Drehzahl zurückzuführen. Im weiteren Verlauf dieses Abschnitts werden sämtliche Erkenntnisse anhand der Versuchsreihe, bei der EN AW-2007 zerspannt wurde, dargestellt. Die Resultate sind für die Versuchsreihe zur Stahl-Zerspanung gleichermaßen gültig.

Um eine Aussage über die Belastung des Roboters zu erhalten, sind die (auf das Werkstück wirkenden) mittleren Anteile der Zerspankraft in x-, y- und z-Richtung in *Abbildung 4.14* im Arbeitsbereich 1 über der Zustellung dargestellt.

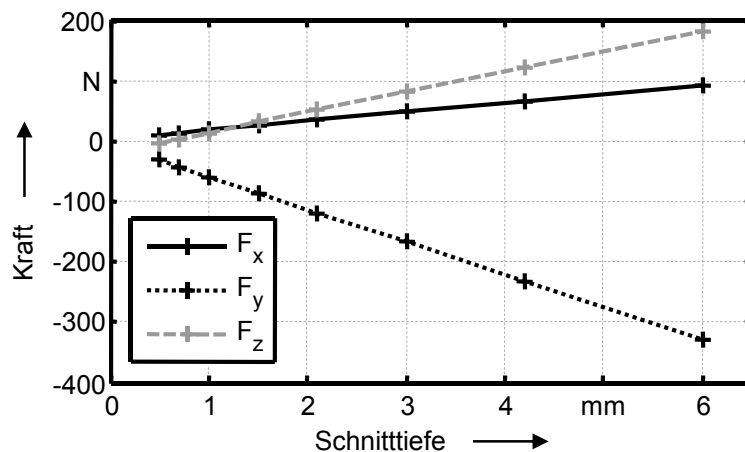


Abbildung 4.14: Mittlere Anteile der Zerspankraft in x -, y - und z -Richtung bei der Zerspannung von EN AW-2007 im Arbeitsbereich 1 ($D = 12$ mm, $f_z = 0,09$ mm, $n = 9300$ U/min, $z = 3$)

Wie erwartet, nehmen alle Komponenten der Zerspankraft linear mit der Schnitttiefe zu. Eine Besonderheit bei den dargestellten Zerspankraftverläufen stellt die Passivkraft (F_z) dar. Bei einer Schnitttiefe von $a_p = 0,5$ mm beträgt diese -5 N, der Fräser wird also vom Werkstück weggedrückt. Bei $a_p = 0,7$ mm beträgt die Passivkraft $F_z = 3$ N, wodurch der Fräser in das Werkstück hineingezogen wird. Dies ist eine bekannte Erscheinung bei Zerspanungsprozessen. Im Bereich geringer Schnitttiefen wird der Span aufgrund der Schneidkantenverrundung des Fräasers gedrückt und nicht abgeschert. Bei höheren Schnitttiefen wird durch den Drall der Fräuser schneiden eine entgegen gerichtete Kraft aufgebaut, die bei der sogenannten Mindestschnitttiefe zu einem Vorzeichenwechsel der Passivkraft führt (WEINDORF 1992). Dieser Effekt könnte gezielt dazu genutzt werden, um eine Passivkraft von 0 N zu realisieren und damit keine Verlagerung des Fräasers in Passivrichtung ohne zusätzliche Kompensationsstrategien zu erzielen. Da für einen universellen Einsatz von Fräsrobotern die Schruppbearbeitung mit deutlich höherer Zustellung von großer Bedeutung ist, wird jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter auf diese Möglichkeit eingegangen. *Abbildung 4.14* verdeutlicht, dass der Roboter in allen drei Achsrichtungen belastet wird, wobei die größten Kräfte in Vorschubnormalenrichtung (y -Richtung) auftreten. *Abbildung 4.15 (links)* zeigt die Fräserabdrängung in dieser Richtung für beide Arbeitsbereiche, welche mittels eines Messmikroskops erfasst wurde. Es kann festgestellt werden, dass die Abdrängung wie die Zerspankraft (vgl. *Abbildung 4.14*) linear mit der Schnitttiefe zunimmt. Obwohl bei beiden Werkstückpositionen nahezu identische Zerspankräfte auftreten, sind die Bahnabweichungen im Arbeitsbereich 2 deutlich höher als im Arbeitsbereich 1. Das lineare Nachgiebigkeitsverhalten des Roboters kann am besten durch die Berech-

nung der Steifigkeit am TCP veranschaulicht werden. In *Abbildung 4.15 (rechts)* wurde für jeden Messpunkt der Quotient aus F_y und der Abdrängung in y-Richtung gebildet. Beide Kurven zeigen, dass die Steifigkeit im Rahmen der Unsicherheiten bei der Kraft- und der Abdrängungsmessung unabhängig von der Zerspankraft annähernd konstant ist. Die Steifigkeit des Roboters im Arbeitsbereich 2 ist um ca. 25 % geringer als im Arbeitsbereich 1. Dieses Verhalten muss bei der Erarbeitung einer Kompensationsstrategie Berücksichtigung finden.

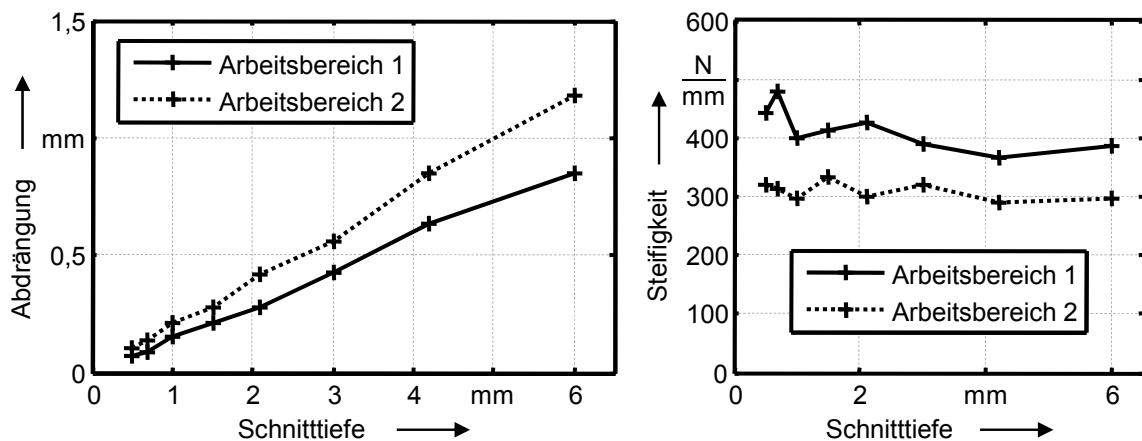


Abbildung 4.15: Abdrängung (links) und Steifigkeit (rechts) des untersuchten Roboters (TCP) in den Arbeitsbereichen 1 und 2 bei der Aluminium-Zerspanung

Bei der optischen Begutachtung der gefrästen Bahnen fällt auf, dass am Ende die Kontur der Nuten verletzt wird (*Abbildung 4.16*). Dies ist auf den schnellen Abfall der Schnittkraft zurückzuführen, sobald eine Schneide am Ende der Nut aus dem Werkstück austritt. Durch den Schnittkraftabfall bauen sich die elastischen Verformungen des Roboters ab und er kehrt auf seine programmierte (lastfreie) Bahn zurück.

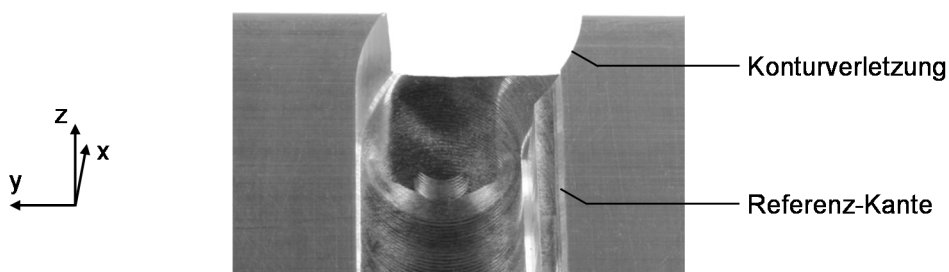


Abbildung 4.16: Konturverletzung beim Austritt des Fräasers aus dem Werkstück

Im vorliegenden Fall (Fräsen einer Nut) kommt es sogar zu einer Verstärkung des Effektes, da sich der Roboter durch den Kraftabfall nach rechts (negative y-Richtung in *Abbildung 4.16*) bewegt und dort in das Werkstück einschneidet. Dadurch resultiert eine (auf das Bauteil wirkende) Kraftkomponente entlang der positiven y-Achse, was eine zusätzliche Verlagerung des Roboters nach rechts bewirkt. Die Konturverletzung tritt auch am Nutgrund, also in Passivrichtung auf, wobei hier keine verstärkende Wirkung durch eine Krafrichtungsumkehr erfolgt.

4.4.2 Bearbeitung praxisrelevanter Konturen

Nachdem das grundlegende Prozessverhalten des Roboters bekannt ist, sollten in einem weiteren Zerspanungsversuch praxisrelevante Konturen bearbeitet werden, um die Richtungsabhängigkeit der Fräserabdrängung und den Einfluss des Roboter-Arbeitsbereichs auf das Fertigungsergebnis zu ermitteln. Hierzu wurde das generische Werkstück gefräst, dessen Bahnen bereits in *Abschnitt 4.3.2* (S. 45) bei den Untersuchungen des unbelasteten Robotersystems abgefahren wurden. Aufgrund der hohen Ratterneigung bei der Stahl-Zerspanung und der damit verbundenen geringen erzielbaren Schnitttiefe wurde bei diesen Versuchen ausschließlich der Aluminium-Werkstoff zerspant. Es kam das gleiche Werkzeug wie in *Abschnitt 4.4.1* (S. 51) mit den Arbeitswerten aus *Tabelle 4.4* (S. 52) zum Einsatz. Zur Vermeidung einer übermäßigen Belastung des Fräasers wurde eine Zustellung von 5,0 mm gewählt²⁴. Die Bearbeitung der Prüfwerkstücke erfolgte in den Arbeitsbereichen 1 und 2 (vgl. *Abbildung 4.7*, S. 48). Um die Analyse der Fräserabdrängung zu ermöglichen, wurden zunächst alle Konturen des Bauteils mit einer Schnitttiefe von 1 mm doppelt abgefahren. Bei der zweiten Überfahrt wurde nur sehr wenig Material abgehoben, so dass die Referenzbahn wiederum fast ausschließlich mit der Bahnunsicherheit des unbelasteten Robotersystems behaftet ist. Auf eine aufwändige zweistufige Erzeugung der Referenzbahn wie im vorhergehenden Abschnitt beschrieben wurde an dieser Stelle verzichtet, da hier der Einfluss der Zustellung nicht detailliert betrachtet werden soll. Eine geringfügige Änderung von a_p beim kraftbedingten Verlassen der Referenzbahn ist demnach tolerierbar. Zur Quantifizierung der Abdrängung wurde mit Hilfe eines Mikroskops der Abstand der Fräsbahnen zu den zuvor aufgebrachten Referenzbahnen an den in *Abbildung 4.17* festgelegten Positionen gemessen. Dies erfolgte in Richtung der dargestellten Pfeile.

²⁴ Bei der Keil-Bahn steigt die Schnitttiefe kurzzeitig bis auf 9 mm an.

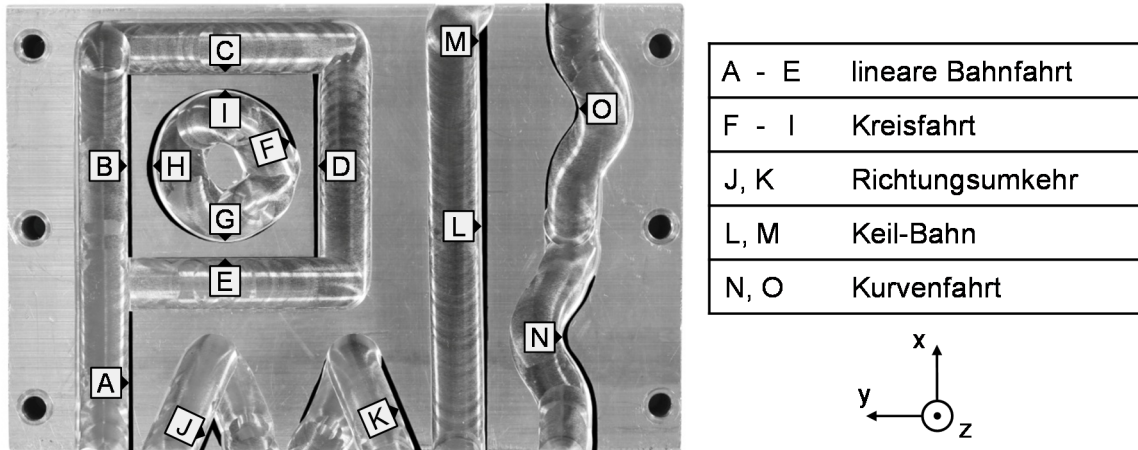


Abbildung 4.17: Messpositionen zur Quantifizierung der Fräserabdrängung (die Abweichungen zur Referenzbahn wurden schwarz markiert)

Die ermittelte Abdrängung an den 15 Messpunkten für beide Arbeitsbereiche des Roboters ist in *Abbildung 4.18* dargestellt.

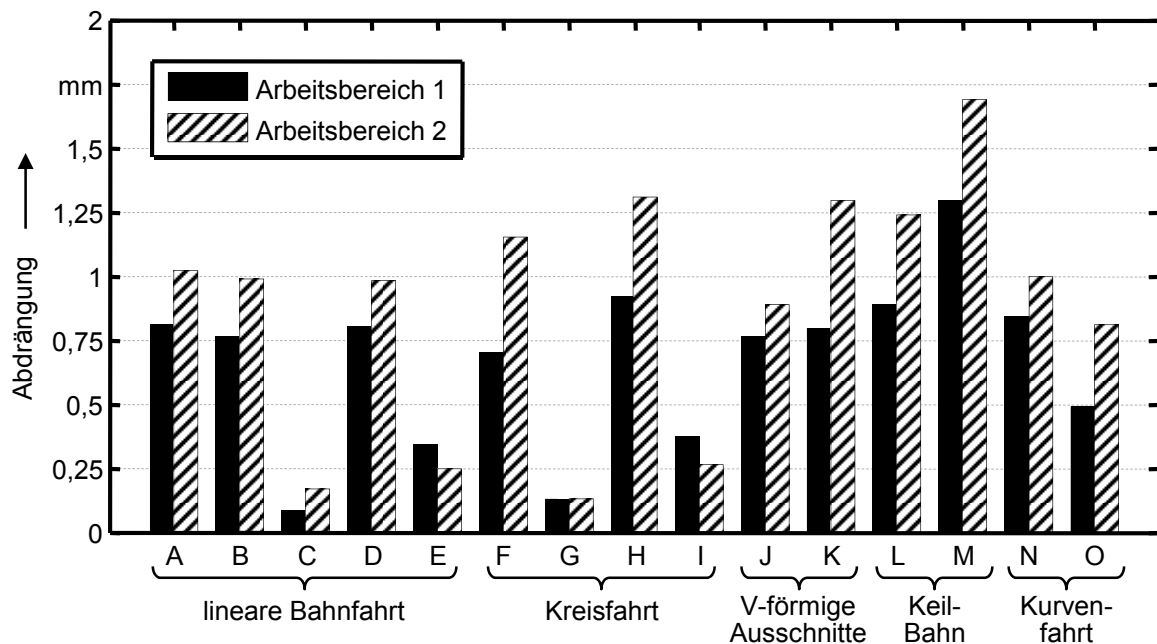


Abbildung 4.18: Fräserabdrängung an 15 Messpunkten bei der Bearbeitung praxisrelevanter Konturen in beiden Arbeitsbereichen bei Nutzung des Roboters vom Typ KR 240 R2500 prime ($a_p = 5 \text{ mm}$, $D = 12 \text{ mm}$, $f_z = 0,09 \text{ mm}$, $n = 9300 \text{ U/min}$, $z = 3$)

Anhand der linearen Bahnfahrt wird die starke Richtungsabhängigkeit der Steifigkeit am TCP ersichtlich. Der Betrag der Prozesskraft an den Messpunkten A bis E unterscheidet sich nur geringfügig, wobei ihre Richtung variiert. Dies hat eine große Auswirkung auf die gemessene Abdrängung, was auf die veränderte Belastung der

einzelnen Komponenten des Roboters zurückzuführen ist. Dieser Sachverhalt kann auch bei der Kreisfahrt (Messpunkte F bis I) beobachtet werden. Mittels der beiden V-förmigen Ausschnitte (Richtungsumkehr) wird verdeutlicht, inwiefern durch die Bearbeitungsstrategie (vgl. *Abbildung 4.6*, S. 47) der Bahnversatz beeinflusst werden kann. Trotz gleicher Geometrie wird das Werkzeug durch die resultierende Zerspankraft auf der linken Seite (Messpunkt J) in das Bauteil hinein gezogen, wohingegen es auf der rechten Seite (Messpunkt K) vom Bauteil weggedrückt wird. Dies hat Auswirkungen auf die Möglichkeiten zur Nachbearbeitung und sollte deshalb bei der Wahl der Bearbeitungsstrategie berücksichtigt werden.

Wie bei der Bearbeitung der geradlinigen Bahnen zeigt sich auch hier, dass im Arbeitsbereich 2 die Abdrängung größer ist als im Arbeitsbereich 1. An den Messpositionen E und I jedoch ist eine gegenläufige Tendenz zu erkennen. Eine mögliche Begründung hierfür liegt im veränderten Kraftfluss aufgrund der unterschiedlichen Roboterkonfigurationen. An den Punkten E und I wird der Roboter durch die Prozesskraft primär in negativer x-Richtung belastet²⁵. Gemäß *Abbildung 4.7* (S. 48) wird dabei durch die variierende Stellung der Roboterachsen im Arbeitsbereich 1 das Getriebe der Achse 3 deutlich stärker beansprucht als im Arbeitsbereich 2. An Stelle des Getriebes wird dort das steifere Lager der Achse 5 belastet, so dass für diese Belastungsrichtung trotz eines stärkeren Auskragens des Roboters eine Steifigkeitserhöhung resultiert.

4.5 Experimentelle Modalanalyse des Roboters

4.5.1 Funktionsweise des verwendeten Messsystems

Zur Untersuchung des Eigenschwingungsverhaltens des Roboters kam ein 3D-Scanning-Laser-Doppler-Vibrometer (LDV) vom Typ *PSV-400-3D* der *Polytec GmbH* zum Einsatz. Da derartige Systeme aktuell noch wenig verbreitet sind, soll ihre Funktionsweise im Folgenden kurz beschrieben werden.

Wie *Abbildung 4.19* zeigt, besteht das verwendete LDV aus drei Scanköpfen, die frei positionierbar an einem Stativ angebracht werden. Jeder Scankopf verfügt über ein Laser-Interferometer zur Bestimmung der strahlgerichteten Geschwindigkeit eines Messobjekts nach dem Prinzip der optischen Interferenz unter Nutzung des Doppler-Effekts. Mit Hilfe einer Spiegeleinheit kann der Laserstrahl horizontal und vertikal um je $\pm 20^\circ$ ausgelenkt werden. Der obere Messkopf enthält zusätzlich eine

²⁵ Die Kreisfahrt erfolgte entgegen dem Uhrzeigersinn (vgl. *Abbildung 4.6*).

Videokamera und eine Geometrie-Scan-Einheit zur Entfernungsmessung. Die Datenerfassung und -verarbeitung erfolgt in der sogenannten Zentraleinheit, welche einen PC, eine Junction-(Anschluss-)Box und je einen Controller pro Scankopf beinhaltet.

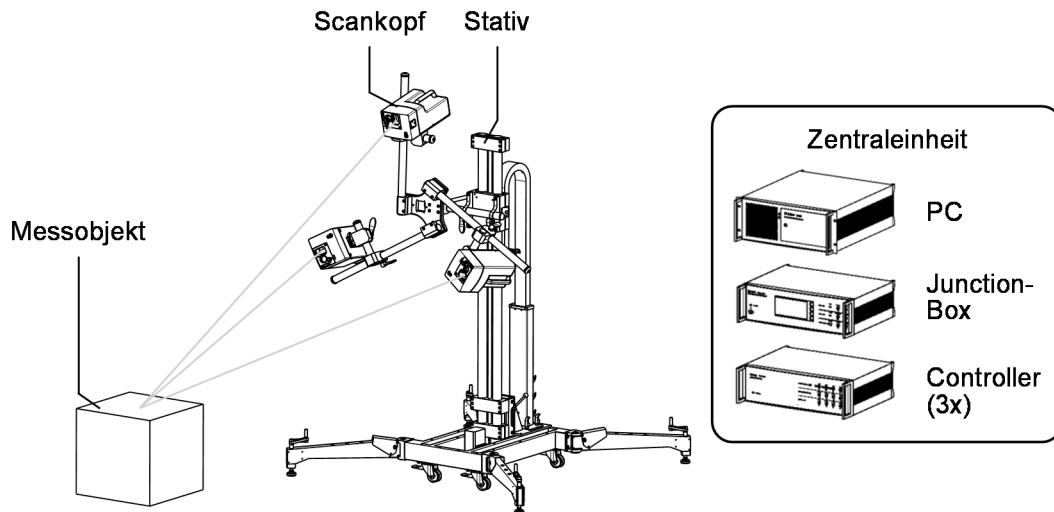


Abbildung 4.19: Aufbau des 3D-Scanning-Laser-Doppler-Vibrometers

Nach der Kalibrierung des Systems, bei der die Position der Scanköpfe zueinander berechnet und das Messkoordinatensystem festgelegt wird, können die Messpunkte direkt auf einem Videobild des Messobjekts definiert werden. Über die Geometrie-Scan-Einheit wird im Anschluss die Distanz der Messpunkte zum oberen Scankopf gemessen, so dass die 3D-Koordinaten aller Messpunkte automatisch ermittelt werden. Bei der Messung werden die Laserstrahlen aller Scanköpfe auf einen Punkt gelenkt und die Schwinggeschwindigkeit entlang der drei Laserstrahlen ermittelt. Durch die Kenntnis der aktuellen Stellungen der Scannerspiegel und der Positionen der Messköpfe wird mittels trigonometrischer Transformation der Rohdaten die dreidimensionale Bewegung des aktuellen Messpunkts berechnet. Auf diese Weise werden sämtliche Messpunkte sukzessive binnen kurzer Zeit gescannt. Die Messergebnisse können für jeden Punkt sowohl im Zeit- als auch im Frequenzbereich ausgewertet und anschließend in Form von animierten Schwingungsformen visualisiert werden.

4.5.2 Vorgehen bei der Modalanalyse

Zur Modalanalyse erfolgte die Anregung des Roboters über einen Inertialaktor vom Typ *CSA Engineering SA10*. Dieser besteht aus einem zylindrischen Gehäuse, in dessen Innerem eine Trägheitsmasse über einen Tauchspulenmotor dynamisch aus-

gelenkt werden kann, wodurch eine Reaktionskraft entsteht. Wie *Abbildung 4.20* zeigt, wurde der Aktor mit Hilfe eines Adapters raumdiagonal an einem Werkzeughalter der Spindel befestigt. Der Adapter ermöglicht durch eine axiale Führung und eine Kraftmesszelle vom Typ *Dytran 1051V3*, dass die wirkende Aktorkraft erfasst werden kann.

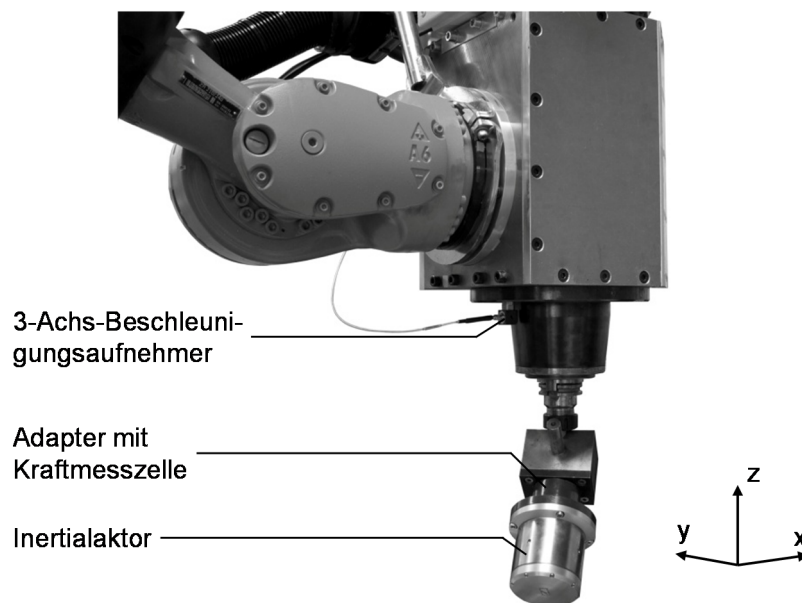


Abbildung 4.20: Messaufbau zur Modalanalyse des Roboters

Der Inertialaktor wurde bei der Messung über einen Leistungsverstärker vom Typ *BEAK BAA 120* mit einem sogenannten Chirp-Signal gespeist. Dieses Signal zeichnet sich durch einen sinusförmigen Verlauf mit linearem und kontinuierlichem Anstieg der Frequenz bei konstanter Amplitude aus. Bei den durchgeführten Messungen wurde ein Frequenzband von 6 bis 500 Hz und eine Messzeit von 100 s (Frequenzauflösung: 0,01 Hz) gewählt. Unterhalb von 6 Hz hat die Übertragungsfunktion des Aktors einen starken Amplitudenabfall, so dass keine ausreichende Anregungskraft aufgebaut wird. Kontrollmessungen mit einem Impulshammer²⁶ zeigten, dass der Roboter keine Resonanzüberhöhungen unterhalb einer Frequenz von 6 Hz besitzt, so dass durch den Einsatz des Inertialaktors keine Einschränkungen hinsichtlich des Frequenzbandes entstanden. Zunächst wurde die Beschleunigung am Spindelflansch mittels eines 3-Achs-Beschleunigungsaufnehmers vom Typ *Kistler 8762A10* erfasst. Die Messdatenaufnahme erfolgte mit Hilfe einer USB-Datenerfassungsbox vom Typ *National Instruments USB-4431* und einem Matlab[®]-Skript. In *Abbildung 4.21* sind die Nachgiebigkeitsfrequenzgänge am Spindel-

²⁶ Typ 9728A20000, Masse des Hammerkopfes inkl. der verwendeten Zusatzmasse: 2,26 kg

flansch im Arbeitsbereich 1 entlang der drei Achsrichtungen dargestellt, welche durch die H1-Methode (siehe WECK & BRECHER 2006A) und die komplexe Mittelung von drei Einzelmessungen ermittelt wurden.

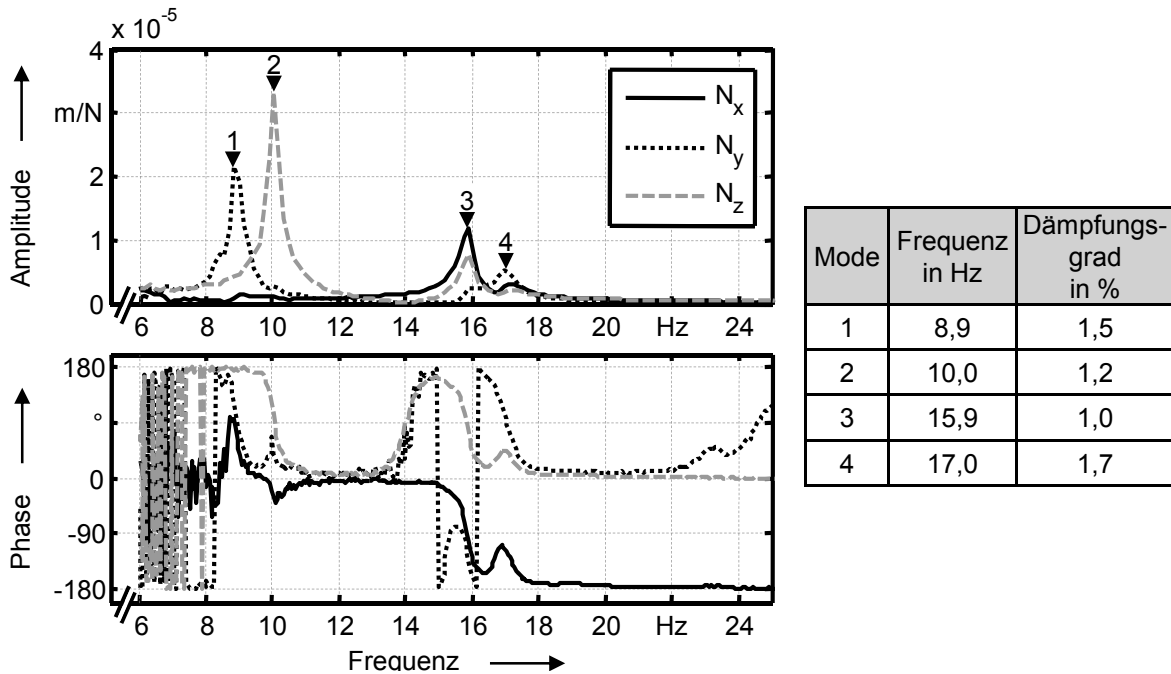


Abbildung 4.21: Nachgiebigkeitsfrequenzgänge am Spindelflansch in x-, y- und z-Richtung im Frequenzbereich von 6 bis 25 Hz bei raumdiagonaler Anregung am TCP des verwendeten Roboters im Arbeitsbereich 1 sowie Übersicht der identifizierten Eigenfrequenzen 1 bis 4

Zudem sind in der Abbildung die Eigenfrequenzen und die Dämpfungsgrade²⁷ aufgelistet, die mit Hilfe der Halbwertsbreitenermittlung (siehe MAIA & SILVA 1997, VDI 3830-5) bestimmt wurden. Die zugehörigen Eigenformen wurden mit Hilfe des LDV erfasst, wobei für jede Eigenmode eine Aufnahme der Systemantwort (Schwinggeschwindigkeit) an 550 Punkten der Roboterstruktur erfolgte. Dabei wurde der Roboter durch den Inertialaktor mittels einer sinusförmigen Kraft gezielt mit der jeweiligen Eigenfrequenz angeregt. Durch dieses Vorgehen wird ein eingeschwungener Zustand erreicht, der eine genaue Identifikation der Eigenformen ermöglicht und zudem eine sehr kurze Messzeit²⁸ zulässt.

Zwischen 6 und 25 Hz konnten vier Eigenfrequenzen identifiziert werden. Die Moden 1 und 2 liegen frequenzmäßig sehr eng zusammen und stellen durch ihre hohen

²⁷ Wird auch als Lehrsche Dämpfung oder Lehrsches Dämpfungsmaß bezeichnet.

²⁸ Im eingeschwungenen Zustand genügt es, jeden Messpunkt für die Dauer weniger Schwingungsperioden zu erfassen (es wurde der Mittelwert aus drei Schwingungsperioden gebildet). Die Zeitdauer zum automatischen Ausrichten der Laserpunkte auf den nächsten Punkt mit Hilfe der Scannerspiegel ist vernachlässigbar gering.

dynamischen Nachgiebigkeiten die dominanten Resonanzen dar. Wie in *Abbildung 4.22* dargestellt, zeigen die Schwingformen in beiden Fällen eine Bewegung in der ersten Achse. Die Farbskala dient zur Visualisierung der auf die Aktorkraft normierten Auslenkung f_n der Messpunkte (bei raumdiagonaler Anregung des Roboters gemäß *Abbildung 4.20*). Bei der ersten Mode handelt es sich um eine Rotation des Roboters um das Getriebe des ersten Gelenks, so dass sich der Tool-Center-Point fast ausschließlich in y -Richtung bewegt. Bei der zweiten Mode ist eine Verkipfung im Lager der ersten Achse zu verzeichnen, was zu einer primären Bewegung des TCP in z -Richtung führt. Eine derartige Konstellation ist im Hinblick auf den Ratter-Mechanismus der Lagekopplung als kritisch einzustufen, da zwei frequenzmäßig eng benachbarte Eigenschwingungen vorliegen, deren Hauptschwingungsrichtungen annähernd orthogonal aufeinander stehen (vgl. *Abschnitt 2.2.1.3*, S. 7).

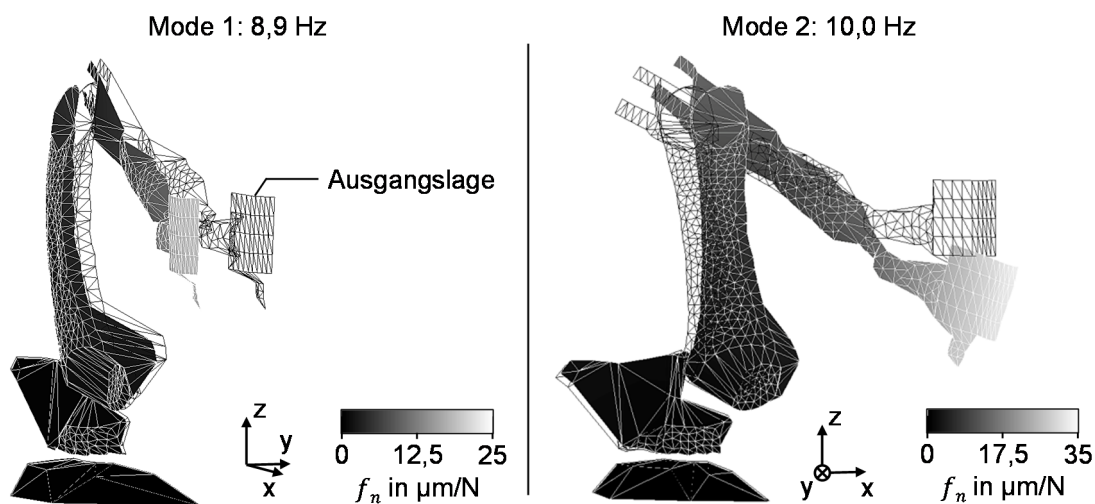


Abbildung 4.22: Eigenmoden 1 und 2 des Roboters im Arbeitsbereich 1

Ebenso liegen die dritte und die vierte Eigenfrequenz sehr nahe beisammen. Beide Eigenformen zeichnen sich durch jeweils eine diagonale Verkipfung der ersten Lagerachse des Roboters aus, welche senkrecht zueinander ausgeführt werden (*Abbildung 4.23*). Verglichen mit den ersten beiden Moden sind die Nachgiebigkeiten hier deutlich geringer.

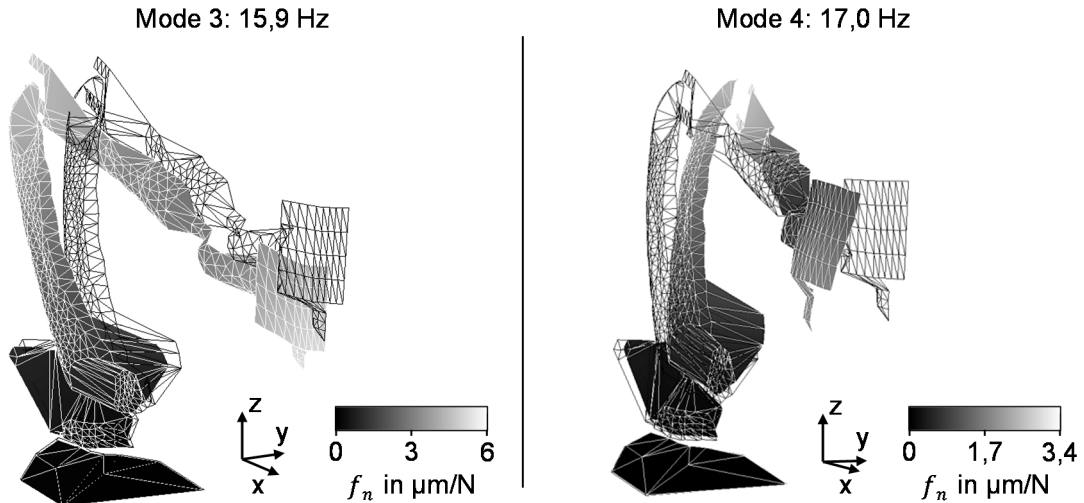


Abbildung 4.23: Eigenmoden 3 und 4 des Roboters im Arbeitsbereich 1

In den Nachgiebigkeitsfrequenzgängen im Bereich von 25 bis 150 Hz können vier weitere Resonanzüberhöhungen identifiziert werden, wie *Abbildung 4.24* zeigt.

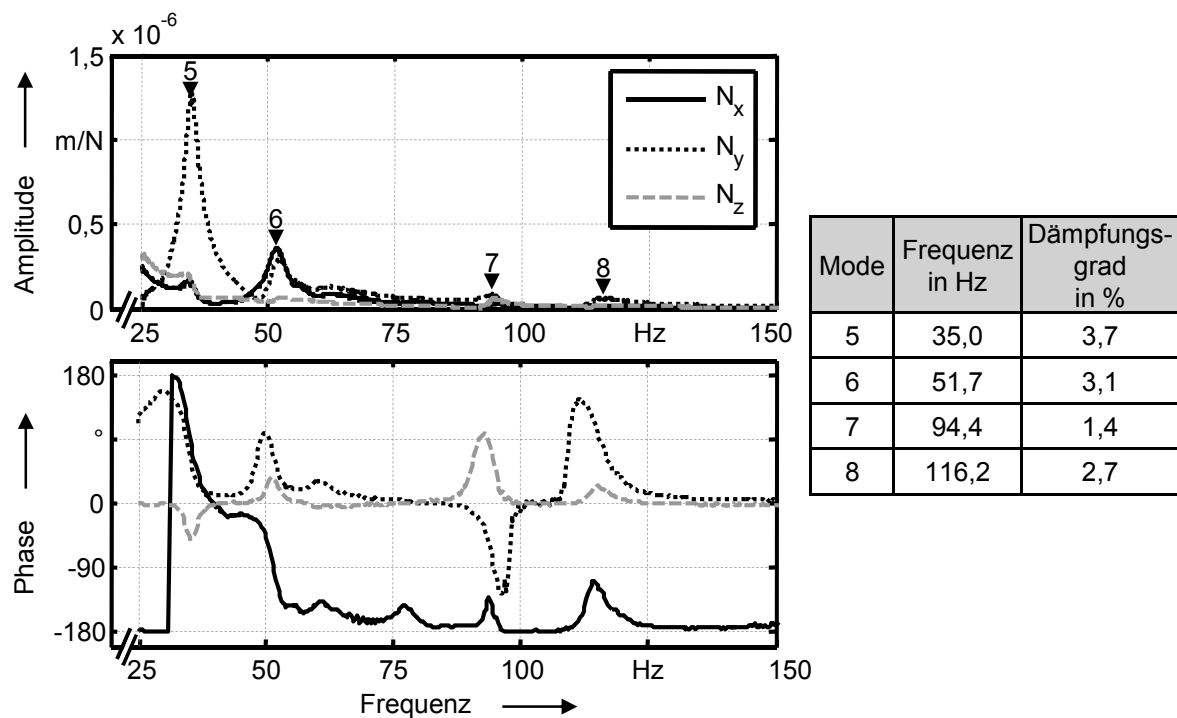


Abbildung 4.24: Nachgiebigkeitsfrequenzgänge am Spindelflansch in x-, y- und z-Richtung im Frequenzbereich von 25 bis 150 Hz bei raumdiagonaler Anregung am TCP des verwendeten Roboters im Arbeitsbereich 1 sowie Übersicht der identifizierten Eigenfrequenzen 5 bis 8

Die Eigenmoden 5 bis 8 weisen größere Dämpfungsgrade und deutlich geringere Nachgiebigkeiten auf als die Moden 1 bis 4. Dennoch hat sich bei den Zerspanungsversuchen gemäß *Abschnitt 4.4.1* (S. 51) herausgestellt, dass sie durch die

Wechselwirkung des Bearbeitungsprozesses mit der Roboterstruktur angeregt werden können. Bei den Moden 5 bis 8 resultiert die Schwingung primär aus den Handachsen des Roboters. Beispielhaft sind die Eigenformen der Moden 5 und 6 in *Abbildung 4.25* dargestellt. Der TCP des Roboters führt eine kreiselnde Bewegung aus, so dass auch diese Moden aus Sicht der Fräsbearbeitung als kritisch angesehen werden müssen, da sie leicht durch den Zerspanungsprozess angeregt werden können. Im Frequenzbereich über 150 Hz treten weitere Eigenfrequenzen auf. Die Amplituden ihrer Nachgiebigkeiten liegen allerdings unter $N = 4 \cdot 10^{-8} \text{ m/N}$, so dass ein Anfachen dieser Moden durch den Bearbeitungsprozess unwahrscheinlich ist und sie deshalb nicht weiter beschrieben werden.

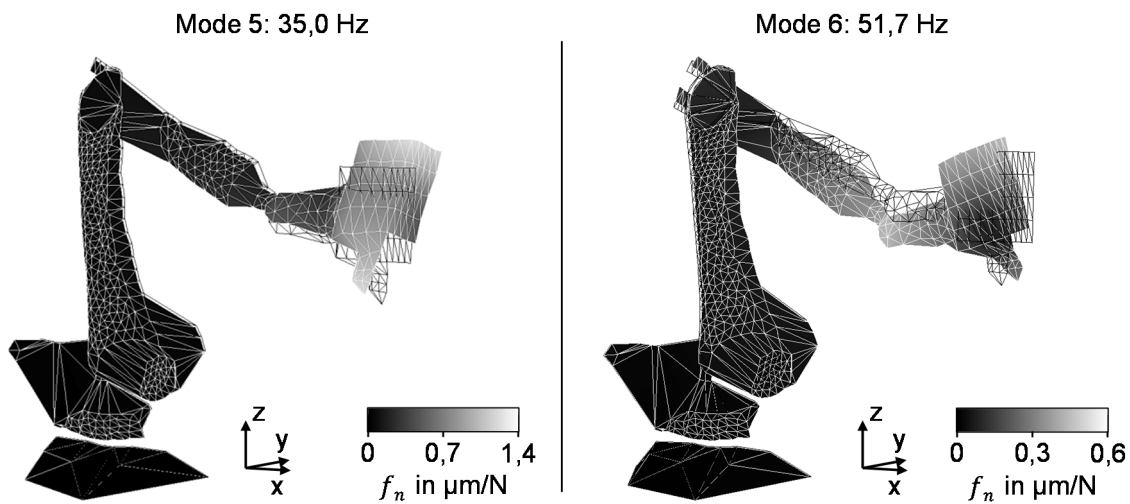


Abbildung 4.25: Eigenmoden 5 und 6 des Roboters im Arbeitsbereich 1

Eine eindeutige Zuordnung der in *Abschnitt 4.4.1* (S. 51) beschriebenen Ratterfrequenzen von 27, 51 und 80 Hz zu den hier ermittelten Eigenmoden ist nicht möglich, da durch den Bearbeitungsprozess das System vorgespannt wird, wodurch sich die Eigenfrequenzen verschieben. Dennoch kann festgehalten werden, dass die stillstehende Roboterstruktur im Frequenzbereich der Ratterschwingungen Eigenmoden besitzt, die durch den Bearbeitungsprozess angefacht werden. Durch deren große Anzahl und teilweise hohe Nachgiebigkeiten kann die starke Ratterneigung von Fräsrobotern erklärt werden. Im Vergleich dazu besitzen Werkzeugmaschinen aufgrund ihrer Bauweise im betrachteten Frequenzbereich deutlich weniger Eigenfrequenzen bei zudem höheren Steifigkeiten.

4.6 Fazit der Voruntersuchungen

Innerhalb dieses Kapitels wurde die detaillierte Untersuchung des verwendeten Robotersystems beschrieben. Der Fokus lag dabei auf der Analyse der Unsicherheit des unbelasteten Systems, dem Bearbeitungsverhalten sowie dem dynamischen Strukturverhalten des Roboters. Da ein typischer Sechs-Achs-Industrieroboter zu Grunde lag, ist davon auszugehen, dass die Ergebnisse ebenso für vergleichbare Industrieroboter gelten.

Die Untersuchung der Genauigkeit des unbelasteten Robotersystems verdeutlichte, dass durch geeignete Methoden für die Werkzeug- und die Umgebungskalibrierung eine genaue räumliche Beziehung zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug-Arbeitspunkt hergestellt werden kann. Ein Bauteil konnte in der Umgebung eines eingemessenen Koordinatenursprungs reproduzierbar mit einer Genauigkeit von ca. 0,02 bis 0,05 mm angefahren werden. Das Bahnverhalten des unbelasteten Systems zeigte, dass der Roboter bei linearen Bewegungen der vorgegebenen Trajektorie auch bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten gut folgen kann. Bei Kreis- und Kurvenfahrten nimmt die Abweichung von der Sollbahn mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit stark zu, wobei ein maximaler euklidischer Bahnfehler von 2,8 mm beobachtet wurde. Somit ist der Roboter bei der Fertigung komplexer Bauteile primär für die Bearbeitung von Stahl und für die Bearbeitung von Aluminium mit niedrigen Arbeitswerten (f_z und v_c) geeignet. In den Untersuchungen wurde nur ein geringer Einfluss des Arbeitsbereichs auf das (unbelastete) Bahnverhalten festgestellt.

Im Rahmen der Zerspanungsversuche konnten bei der Bearbeitung von C45E ab einer Schnitttiefe von $a_p = 1,5$ mm Ratterschwingungen mit drei unterschiedlichen Frequenzen beobachtet werden. Diese Schwingungen führen zu einer schlechten Oberflächenqualität des gefertigten Bauteils und wirken sich negativ auf die Standzeit des Werkzeugs aus. Die Ergebnisse legen nahe, dass wie bei Werkzeugmaschinen durch die Variation der Spindeldrehzahl eine Beeinflussung der Ratterneigung möglich ist. Bei den weiteren Zerspanungsversuchen kam es zur statischen Abdrängung des Fräasers von bis zu 1,2 mm infolge des stationären Anteils der Prozesskraft. Dabei stieg die Abdrängung linear mit der Schnitttiefe an, so dass bei den wirkenden Kräften von einem linear-elastischem Verhalten der Roboterstruktur auszugehen ist. An allen gefrästen Bahnen war eine Konturverletzung beim Fräser-Auslauf zu beobachten, welche auf den Abfall der Prozesskräfte an dieser Stelle zurückzuführen ist. Die Fertigung eines praxisnahen generischen Bauteils verdeutlichte die starke Abhängigkeit des Nachgiebigkeitsverhaltens am TCP von der Achsstellung des Roboters und der Richtung der angreifenden Kraft.

Bei der Modalanalyse des Roboters wurden acht relevante Eigenfrequenzen im Bereich von 8,9 bis 116,2 Hz identifiziert. Eine derart hohe Anzahl an Eigenmoden erklärt die beobachtete hohe Ratterneigung des Roboters, auch wenn keine eindeutige Zuordnung der ermittelten Ratterfrequenzen zu den Eigenfrequenzen möglich war. Anhand der gemessenen Eigenformen wurde festgestellt, dass mehrere Moden-Paare vorliegen, die hinsichtlich des Phänomens der Lagekopplung als kritisch einzustufen sind.

Durch die Voruntersuchungen in diesem Kapitel konnte ein umfassendes Verständnis bezüglich der Einflussgrößen auf die Arbeitsunsicherheit bei der Fräsbearbeitung mit Industrierobotern aufgebaut werden. Die erlangten Erkenntnisse dienen als Eingangsinformationen zur Definition der Anforderungen an die zu entwickelnde Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit.

5 Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit

5.1 Anforderungen an die Methodik

Basierend auf den Voruntersuchungen und den in *Kapitel 3 (S. 35)* definierten Zielen können an die zu erarbeitende Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit von Fräsrobotern drei übergeordnete Anforderungen gestellt werden.

Anforderung 1: Kompensation aller prozessbedingten Abweichungen

Mit Hilfe der Methodik sollen alle beobachteten Abweichungen, die aufgrund der Zerspankräfte bei der Fräsbearbeitung mit Industrierobotern auftreten, reduziert werden. Hierzu zählen

- der statische Bahnversatz,
- die Konturverletzung beim Austritt des Fräsers aus dem Bauteil und
- die Welligkeit des Werkstücks durch Ratterschwingungen.

Bei den Zerspanungsversuchen in *Abschnitt 4.4.1 (S. 51)* wurde ein statischer Bahnversatz von über einem Millimeter in Vorschubnormalenrichtung gemessen. Da der Roboter durch die Prozesskräfte mehrachsig belastet wird, muss die Fräserabdrängung in allen Raumrichtungen berücksichtigt werden.

Die Konturverletzung am Werkzeug-Austritt ist eine Formungenauigkeit, deren Ausprägung teilweise sogar die des statischen Bahnversatzes übersteigt. Die zu entwickelnde Kompensationsstrategie muss in der Lage sein, diesen Effekt zu vermeiden oder zumindest zu vermindern.

Selbsterregte Schwingungen besitzen aufgrund ihrer geringen Amplitude (*vgl. Abbildung 4.12, S. 54*) nur einen kleinen Anteil an der kraftbedingten Arbeitsunsicherheit des Roboters. Es wurde allerdings festgestellt, dass dadurch bei der Bearbeitung von Stahl die Grenzschnitttiefe stark limitiert ist, so dass dieser Werkstoff unter den bisherigen Bedingungen nicht wirtschaftlich bearbeitet werden kann. Deshalb ist die Reduktion von Ratterschwingungen unabdingbar.

Anforderung 2: Geringer Aufwand bei der Umsetzung und im Betrieb

Im Hinblick auf eine industrielle Anwendung ist es eine zwingende Voraussetzung, dass der Betrieb des Systems ein günstiges Kosten/Nutzen-Verhältnis aufweist. Im Einsatz sollen, verglichen mit einem Standard-Fräsroboter, keinerlei zusätzliche Arbeitsschritte erforderlich sein. Zudem dürfen nur geringfügige Mehrkosten, beispielsweise für erforderliche Sensorik oder Aktorik, entstehen. Neben minimalen Betriebskosten muss auch der Aufwand zur Einführung der Methodik so gering wie

möglich sein. Wie in *Kapitel 1 (S. 1)* beschrieben, wird lediglich ein geringer Anteil der installierten Industrieroboter für Bearbeitungsaufgaben eingesetzt. Fräsroboter stellen demnach ein Nischenprodukt dar²⁹, für dessen Weiterentwicklung seitens der Roboterhersteller nur wenig Entwicklungsmittel/-ressourcen und personelle Kapazität zur Verfügung stehen. Auch wenn durch die Genauigkeitssteigerung eine deutliche Erweiterung des Einsatzfeldes angestrebt wird, sind die dadurch zu erwartenden Absatzzahlen vergleichsweise gering. Aufgrund der Tatsache, dass Bearbeitungsroboter nicht nur von den Roboterherstellern, sondern auch von einer Vielzahl an Systemintegratoren vertrieben werden und somit der ohnehin kleine Absatzmarkt auf viele Anbieter aufgeteilt ist, muss die Übertragung der Methodik auf andere Roboter mit geringem Zeit- und Kostenaufwand möglich sein.

Anforderung 3: Breites Einsatzspektrum

Durch die Genauigkeitssteigerung sollen Fräsroboter als universelle Bearbeitungsmaschinen zur Fertigbearbeitung einsetzbar sein. Hierzu muss die zu entwickelnde Methodik unabhängig vom bearbeiteten Werkstoff sowohl für das Plan- als auch das Formfräsen (vgl. *Anschnitt 2.2.1.1, S. 3*) geeignet sein. Auch eine Anwendung innerhalb der klassischen Einsatzfelder (z. B. roboterbasiertes Entgraten) soll ermöglicht werden.

5.2 Konzeption der Methodik

Zur Erfüllung der Anforderungen wird im Folgenden – aufbauend auf dem Stand der Technik und den Voruntersuchungen – eine geeignete Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit vorgestellt. Diese besteht, wie *Abbildung 5.1* zeigt, aus einer Methode zur Reduktion der kraftbedingten Verlagerungen und aus einer Methode zur Vermeidung von Ratterschwingungen.

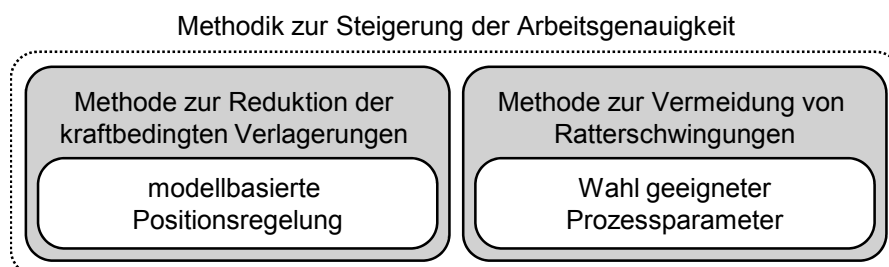


Abbildung 5.1: Bestandteile der Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit

²⁹ Von den 17.528 im Jahr 2012 neu installierten Robotern in Deutschland entfielen 196 (ca. 1 %) auf das Anwendungsfeld *mechanisches Schneiden, Schleifen, Entgraten, Fräsen und Polieren* (IFR STATISTICAL DEPARTMENT 2013).

Gemäß der Übersicht bestehender Ansätze zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit in *Abbildung 2.14* (S. 32) steht aktuell kein Verfahren zur Verringerung der Fräserabdrängung zur Verfügung, das allen gestellten Ansprüchen gerecht wird. Ein Großteil der Ansätze kann aufgrund der gegebenen Randbedingungen auch nicht zur vollen Anforderungserfüllung weiterentwickelt werden. Gründe hierfür sind:

- Eine Versteifung des Roboters (*Abschnitt 2.3.2, S. 19*) wird immer eine deutliche Minderung der Wirtschaftlichkeit des Systems zur Folge haben.
- Werkzeuge mit passivem Toleranzausgleich (*Abschnitt 2.3.3, S. 21*) und Methoden der Kraftregelung (*Abschnitt 2.3.4.1, S. 22*) sind nicht zur Fertigbearbeitung geeignet.
- Die erforderliche Sensorik zur direkten Positionsregelung mit absolutem Bezugssystem ist mit enormen Investitionskosten verbunden. Die direkte Positionsregelung mit relativem Bezugssystem ist nicht für die Fertigbearbeitung geeignet (*Abschnitt 2.3.4.2, S. 23*).
- Bei der Offline-Bahnkorrektur (*Abschnitt 2.3.5, S. 30*) sind zusätzliche, aufwändige Arbeitsschritte unvermeidlich, da für jedes Werkstück entweder eine aufwendige MAS durchgeführt oder mindestens ein fehlerbehaftetes Musterbauteil gefertigt und vermessen werden muss.

Basierend auf den verbleibenden Ansätzen der modellbasierte Positionsregelung (*Abschnitt 2.3.4.3, S. 24*) und der abtriebsseitigen Achsregelung (*Abschnitt 2.3.4.4, S. 29*) wäre prinzipiell eine Erfüllung aller Anforderungen möglich. Aktuell können bei der abtriebsseitigen Achsregelung ausschließlich Verlagerungen aufgrund der Getriebenachgiebigkeiten des Roboters ausgeglichen werden. Die Methode müsste um zusätzliche Sensoren zur Erfassung der Verkippung der Achslager erweitert werden, um eine optimale Abdrängungskompensation zu ermöglichen. Aufgrund der hohen Zusatzkosten durch die notwendige Sensorik kann dieser Ansatz nicht weiterverfolgt werden bzw. ist dies nicht sinnvoll.

Im Gegensatz dazu ist es möglich, bei einer modellbasierten Positionsregelung die Fräserabdrängung annähernd komplett auszugleichen, ohne dass auf weitere Sensoren zurückgegriffen werden muss. Wie in *Abschnitt 2.3.4.3* (S. 24) beschrieben, sind zur sensorischen Erfassung der Bearbeitungskraft nur geringfügige Mehrkosten zu erwarten. Aus diesem Grund wird die Methode der modellbasierten Abdrängungskompensation weiterentwickelt, um allen gestellten Anforderungen gerecht zu werden. Dabei müssen insbesondere

- die unzureichende Validität des Steifigkeitsmodells,
- der hohe Aufwand für die Identifikation der Steifigkeitsparameter und

- die große Totzeit der eingesetzten Regler

näher betrachtet werden (vgl. ZHANG 2005, WEIGOLD 2008, WANG ET AL. 2009).

Um die Prozessstabilität zu erhöhen, sind aus dem Bereich der spanenden Werkzeugmaschinen verschiedene Strategien bekannt, wobei zwischen maschinen- und prozessseitigen Ansätzen unterschieden wird (MILBERG 1992). Im Rahmen dieser Arbeit sollen ausschließlich prozessseitige Maßnahmen, wie beispielsweise die Wahl einer geeigneten Spindeldrehzahl, zum Einsatz kommen, da die Zerspanungsversuche in *Abschnitt 4.4.1 (S. 51)* gezeigt haben, dass dadurch eine deutliche Reduktion der Ratterneigung möglich ist. Der Fokus der Methode zur Vermeidung von Ratterschwingungen liegt demnach in der Identifikation von Prozessparametern³⁰, bei denen eine hohe dynamische Stabilität vorliegt.

Somit sind die Anforderungen und die wesentlichen Bestandteile der Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit festgelegt. Die folgenden beiden Kapitel, welche den Kern der vorliegenden Arbeit darstellen, widmen sich der Umsetzung der beiden konzeptionierten Methoden.

³⁰ Im Rahmen dieser Arbeit werden unter den Prozessparametern primär die Drehzahl sowie die Gestalt des verwendeten Werkzeugs verstanden.

6 Modellbasierte Positionsregelung

6.1 Kapitelüberblick

Wie bereits in *Abschnitt 2.3.4.3 (S. 24)* beschrieben, besteht das Grundprinzip der modellbasierten Positionsregelung darin, die Abdrängung des TCP auf Basis der aktuellen Prozesskraft zu berechnen und dementsprechend die Lagesollwerte der Achsregelung zu korrigieren. In diesem Kapitel werden alle Schritte zur Umsetzung dieser Methode im Sinne der festgelegten Anforderungen dargestellt. Dies beinhaltet die Modellierung des Nachgiebigkeitsverhaltens des Roboters, die Identifikation der Steifigkeitsparameter, die Validierung des Steifigkeitsmodells sowie den Aufbau des Reglers zur Abdrängungskompensation.

6.2 Modellierung des Nachgiebigkeitsverhaltens des Roboters

6.2.1 Anforderungen an das Modell

Die Anforderungen an das Modell zur Prognose der Roboterabdrängung ergeben sich einerseits aus den in *Abschnitt 5.1 (S. 69)* festgelegten Ansprüchen an die Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit und andererseits aus den spezifischen Randbedingungen der Steuerungstechnik des verwendeten Robotersystems.

Anforderung 1: Minimale Totzeit

Moderne Robotersteuerungen besitzen eine Schnittstelle, über die Offset-Signale zur Bahnkorrektur eingelesen und konfigurierbare Ausgangssignale, wie beispielsweise die aktuellen Achswinkel des Roboters, ausgegeben werden können. Demnach muss das Steifigkeitsmodell nicht auf der Robotersteuerung selbst lauffähig sein, sondern kann auf einem externen Rechner implementiert werden, welcher über die erwähnte Schnittstelle mit der Steuerung kommuniziert. Unabhängig davon, ob der Regler auf einem externen oder dem internen Steuerungscomputer läuft, erfolgt die Signalverarbeitung zyklisch. Das bedeutet, dass die Korrektursignale in einem vorgegebenen Takt gelesen und verarbeitet werden. Im Falle des verwendeten *Robot Sensor Interface (RSI)* der *KUKA Roboter GmbH* beträgt dieser sogenannte IPO(Input-Process-Output)-Takt 4 ms (KUKA ROBOTER GMBH 2010). Bei der Fräsbearbeitung bedeutet dies, dass bei einer Änderung der Bearbeitungskraft, welche unmittelbar nach einem IPO-Zyklus auftritt, systembedingt erst nach einer Tot-

zeit von 4 ms eine Korrekturbewegung eingeleitet werden kann³¹. Um die Totzeit zu minimieren und somit eine schnellstmögliche Reaktion der modellbasierten Positionsregelung zu ermöglichen, soll bei jedem IPO-Takt ein aktualisierter Wert des Offset-Signals übertragen werden. Deshalb darf die Rechenzeit des Steifigkeitsmodells maximal 4 ms betragen, wodurch die Modellierung ausschließlich analytischer Natur sein darf. Das bedeutet, dass die Verlagerung des Roboters aufgrund der wirkenden Kraft als geschlossener mathematischer Ausdruck formuliert werden muss.

Anforderung 2: Berücksichtigung der Elastizität der Getriebe, der Lager sowie der Schwinge und des Armes

Aus den Erläuterungen zum Stand der Technik ist bekannt, dass zur präzisen Abbildung des statischen Roboterverhaltens die Elastizität der Getriebe-, der Lager- und der Strukturkomponenten berücksichtigt werden muss. Bei Sechs-Achs-Knickarmrobotern ist davon auszugehen, dass insbesondere lange Strukturkomponenten wie die Schwinge und der Arm (vgl. *Abbildung 4.1, S. 38*) maßgebliche Nachgiebigkeiten darstellen. Aus diesem Grund soll die Elastizität dieser beiden Bauteile in das Modell integriert werden.

Anforderung 3: Gültigkeit für alle Achsstellungen des Roboters

In *Abschnitt 4.4 (S. 51)* wurde dargestellt, dass die Nachgiebigkeit am TCP des Roboters stark von der Richtung der wirkenden Kraft und der Achskonfiguration abhängig ist. Damit das Modell unabhängig von der Werkzeuganstellung und für den gesamten Arbeitsraum des Roboters gültig ist, muss die Modellierung auf Basis der aktuellen Gelenkwinkel erfolgen. Nur dadurch können die Hebelverhältnisse und der Kraftfluss korrekt abgebildet werden.

6.2.2 Grundlagen der Vorwärtskinematik

Die Basis des Modells bildet eine Vorwärtskinematik, auch direkte Kinematik genannt. Sie dient bei seriellen Robotern zur Beschreibung der Pose des Endeffektors anhand der Gelenkwinkel. Zur Aufstellung der Vorwärtskinematik wird zunächst die ruhende Basis und jedes Armteil i des Roboters mit einem KS \mathbf{K}_i versehen. Zur Festlegung der Koordinatensysteme wird fast ausschließlich die Vorschrift nach DENAVIT-HARTENBERG (DH) (DENAVIT & HARTENBERG 1955) verwendet. *Abbildung 6.1* verdeutlicht diese Konvention anhand eines Sechs-Achs-Knickarmroboters in der Home-Position³².

³¹ Bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 2500 mm/min, wie bei den Zerspanungsversuchen in *Abschnitt 4.4.1*, legt der Fräser in 4 ms einen Weg von 0,17 mm zurück.

³² Bei KUKA-Robotern entspricht das der Achsstellung $[0^\circ, -90^\circ, 90^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]$.

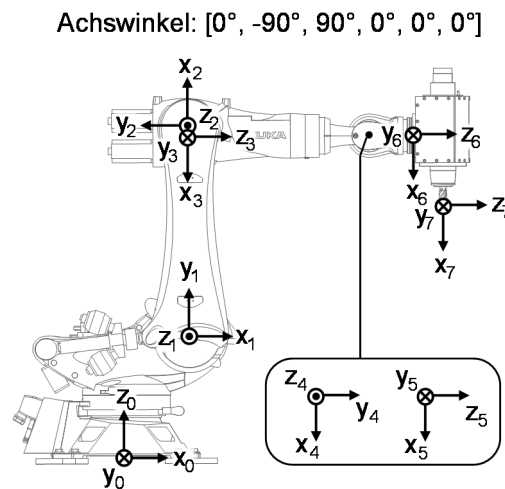


Abbildung 6.1: Koordinatensysteme der Armteile gemäß der DH-Konvention in der Home-Position eines Sechs-Achs-Knickarmroboters

Die rotatorische und translatorische Beziehung zwischen zwei Koordinatensystemen \mathbf{K}_{i-1} und \mathbf{K}_i kann über eine homogene Transformationsmatrix \mathbf{T}_i beschrieben werden:

$$\mathbf{K}_i = \mathbf{T}_i \cdot \mathbf{K}_{i-1} \text{ mit} \quad (6.1)$$

$$\mathbf{T}_i = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_i & \mathbf{t}_i \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{4 \times 4} \quad (6.2)$$

Dabei stellt \mathbf{R}_i die Rotationsmatrix der Dimension 3×3 und \mathbf{t}_i den Verbindungsvektor der Dimension 3×1 zwischen den beiden KS dar. Die durch eine multiplikative Verknüpfung aller Transformationsmatrizen einer Kinematik entstehende, resultierende Koordinatentransformation \mathbf{T}_{ges} beschreibt die Pose des TCP nach Gleichung (6.2):

$$\mathbf{T}_{ges} = \mathbf{T}_1 \mathbf{T}_2 \mathbf{T}_3 \mathbf{T}_4 \mathbf{T}_5 \mathbf{T}_6 \mathbf{T}_7 \quad (6.3)$$

Es existiert eine Reihe von Beschreibungsformen, um die homogenen Transformationsmatrizen \mathbf{T}_i eines Roboters bei gegebenen Abmessungen und Gelenkachsen aufzustellen. Hierunter sind z. B. die Konventionen nach DENAVIT-HARTENBERG (DH), HAYATI-MIRMIRANI (HM) und VEITSCHEGGER-WU (VWU) zu nennen (DENAVIT & HARTENBERG 1955, HAYATI & MIRMIRANI 1985, VEITSCHEGGER & WU 1997). Diese unterscheiden sich in der Anzahl der verwendeten Parameter und in den durchgeführten Einzeltransformationen, wie Tabelle 6.1 zeigt.

Tabelle 6.1: Konventionen zur Ermittlung der homogenen Transformationsmatrizen

Beschreibungsform	Parameter	Einzeltransformationen ³³
Denavit-Hartenberg	α, Θ, a, d	$\mathbf{T} = \mathbf{T}_R(\Theta) \cdot \mathbf{T}_T(d) \cdot \mathbf{T}_T(a) \cdot \mathbf{T}_R(\alpha)$
Hayati-Mirmirani	α, β, Θ, a	$\mathbf{T} = \mathbf{T}_R(\Theta) \cdot \mathbf{T}_T(a) \cdot \mathbf{T}_R(\alpha) \cdot \mathbf{T}_R(\beta)$
Veitschegger-Wu	$\alpha, \beta, \Theta, a, d$	$\mathbf{T} = \mathbf{T}_R(\Theta) \cdot \mathbf{T}_T(d) \cdot \mathbf{T}_T(a) \cdot \mathbf{T}_R(\alpha) \cdot \mathbf{T}_R(\beta)$
α, β : Rotationswinkel um die x- bzw. y-Achse a, d : (konstante) Maße in x- und z-Richtung zwischen zwei Gelenken Θ : Gelenkwinkel $\mathbf{T}_R, \mathbf{T}_T$: Rotations- bzw. Translationsoperation		

Um beispielsweise das Koordinatensystem \mathbf{K}_2 aus \mathbf{K}_1 zu bilden, wird bei der DH-Konvention folgendermaßen vorgegangen: Zunächst wird \mathbf{K}_1 um die Gelenkachse (z-Achse) gedreht, bis die x-Achsen der beiden KS parallel liegen. Im Anschluss erfolgen zwei Translationen des entstehenden Zwischensystems um die Distanzen d und a entlang der z- bzw. der x-Achse. Zuletzt wird eine Drehung um die x-Achse durchgeführt, bis \mathbf{K}_1 und \mathbf{K}_2 zusammenfallen. Die daraus resultierenden Parameter α, Θ, a und d werden in folgende Transformationsmatrix, welche sich aus den Einzeltransformationen ergibt, eingesetzt:

$$\begin{aligned}
 \mathbf{T}_i &= \begin{bmatrix} \cos(\Theta_i) & -\sin(\Theta_i) & 0 & 0 \\ \sin(\Theta_i) & \cos(\Theta_i) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
 &\cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & a_i \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha_i) & -\sin(\alpha_i) & 0 \\ 0 & \sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \\
 &= \begin{bmatrix} \cos(\Theta_i) & -\sin(\Theta_i) \cos(\alpha_i) & \sin(\Theta_i) \sin(\alpha_i) & a_i \cos(\Theta_i) \\ \sin(\Theta_i) & \cos(\Theta_i) \cos(\alpha_i) & -\cos(\Theta_i) \sin(\alpha_i) & a_i \sin(\Theta_i) \\ 0 & \sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
 \end{aligned} \tag{6.4}$$

³³ Alle Transformationsschritte beziehen sich auf das zuvor durch Rotation und/oder Translation erzeugte Koordinatensystem.

Damit können die homogenen Transformationsmatrizen für alle Gelenkübergänge aufgestellt und die Vorwärtskinematik gemäß *Gleichung (6.3)* formuliert werden. Durch das Ändern der variablen Gelenkwinkel kann die Konfiguration des Roboters verändert werden. *Abbildung 6.2* zeigt die DH-Parameter des verwendeten Systems und die resultierenden Koordinatensysteme in der Achsstellung $[0^\circ, -110^\circ, 110^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]$.

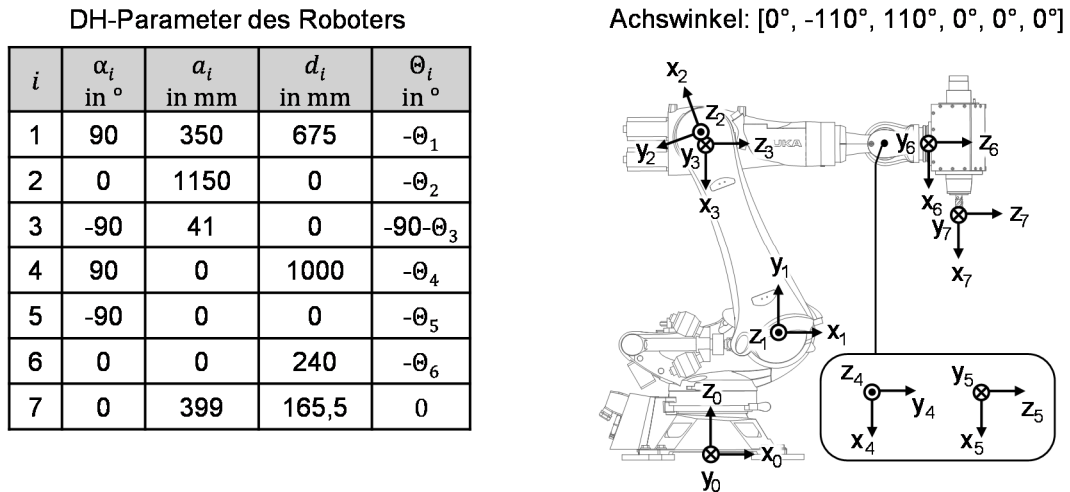


Abbildung 6.2: DH-Parameter des verwendeten Roboters und Koordinatensysteme der Armteile in der Achsstellung $[0^\circ, -110^\circ, 110^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]$

Zum selben Ergebnis, allerdings mit anderen Parametern, gelangen auch die HM- und die VWU-Konvention. Durch die unterschiedlichen Einzeltransformationen (*Tabelle 6.1*) treten bei der Berechnung der inversen Kinematik, welche für die Steuerung des Roboters erforderlich ist, an verschiedenen Stellen Singularitäten auf, so dass die am besten geeignete Beschreibungsform vom Einsatzfall und dem Aufbau des Manipulators abhängig ist.

Der Grundgedanke bei der Beschreibung des nachgiebigen Roboterhaltens ist es, die TCP-Pose unter Last analog zu *Gleichung (6.3)* zu berechnen, wobei die einzelnen Koordinatensysteme um die elastischen Verdrehungen der Lager und der Getriebe ausgelenkt werden. Hierzu ist es zur Wahrung der korrekten Hebelverhältnisse zwingend notwendig, dass jedes KS im Gelenkpunkt definiert wird und sich bei einer Bewegung des Roboters um den Gelenkwinkel mitdreht. Die in *Tabelle 6.1* aufgeführten Beschreibungsformen sind dazu nicht geeignet, da ihre Einzeltransformationen jeweils mit einer Rotation um die Gelenkachse beginnen. Die Rotation erfolgt also immer um die z-Achse des zurückliegenden Koordinatensystems. Dieser Sachverhalt zeigt sich auch in der in *Abbildung 6.2* dargestellten Achsstellung, bei der \mathbf{K}_1 nicht entlang der Schwinge ausgerichtet ist. Aus diesem Grund wird im

Folgenden eine allgemeingültige, angepasste Transformationsvorschrift, aufbauend auf der Beschreibungsform nach DENAVIT & HARTENBERG (1955), hergeleitet.

6.2.3 Aufbau des Steifigkeitsmodells

Bevor die Transformationsvorschrift entwickelt werden kann, muss geklärt werden, wie die Nachgiebigkeit der Strukturkomponenten des Roboters abgebildet werden kann. Dies soll analog zur Modellierung der Gelenke durch lineare Drehfedern erfolgen. Die weiteren Ausführungen zeigen am Beispiel der Schwinge, wie durch ein Federmodell in guter Näherung das Verhalten eines deutlich aufwändigeren Biegebalkens beschrieben werden kann³⁴.

Zunächst wird die Schwinge als elastischer Bernoulli-Balken³⁵ mit dem Elastizitätsmodul E , der Länge l und dem Flächenträgheitsmoment I_z betrachtet, der am unteren Ende fest eingespannt ist und mit dem Drehmoment M belastet wird (Abbildung 6.3).

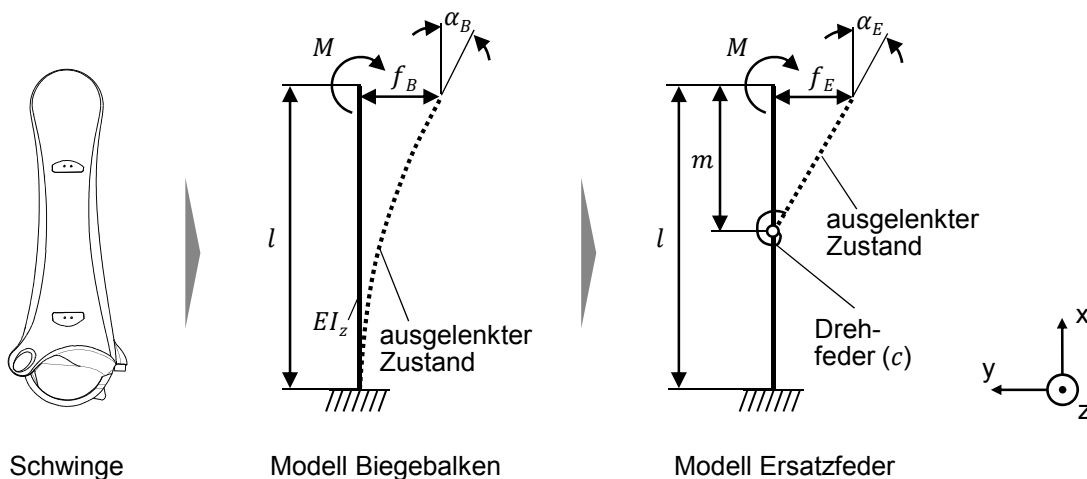


Abbildung 6.3: Modellierung der Schwinge mit Hilfe der Balkentheorie bzw. durch den Einsatz von zwei ideal steifen Stäben, die über eine Drehfeder miteinander verbunden sind

Nach der Balkentheorie können die Durchbiegung f_B und die Neigung α_B am oberen Balkenende durch folgende Gleichungen berechnet werden (GROTE ET AL. 2007):

³⁴ Verlagerungen in Folge einer Zug- oder Druck-Belastung werden aufgrund ihrer erwartungsgemäß deutlich geringeren Amplitude vernachlässigt.

³⁵ Bei der Balkentheorie nach Bernoulli bleiben die Balkenquerschnitte, die vor der Verformung senkrecht auf der Balkenachse standen, während der Deformation eben und senkrecht auf der deformierten Balkenachse (GROSS 2012).

$$f_B = \frac{Ml^2}{2EI} \quad (6.5)$$

$$\alpha_B = \frac{Ml}{EI} \quad (6.6)$$

Der Biegebalken soll nun durch ein Modell ersetzt werden, das aus zwei starren Stäben der Länge $(l - m)$ bzw. m besteht, die durch eine Drehfeder gemäß *Abbildung 6.3* miteinander verbunden sind. Dieses Ersatzmodell ist zweckmäßig, wenn eine Federsteifigkeit c und eine Stablänge m existieren, bei denen sowohl die Durchbiegung f_E als auch die Neigung α_E des oberen Stabendes mit f_B und α_B der Balkentheorie unabhängig vom aufgebrauchten Moment M übereinstimmt.

Für das Ersatzfeder-Modell berechnen sich α_E und f_E auf Basis der Hebelverhältnisse und der allgemeinen Formel für lineare Drehfedern nach:

$$\alpha_E = \frac{M}{c} \quad (6.7)$$

$$f_E = m \sin(\alpha_E) \quad (6.8)$$

Mit Hilfe der Kleinwinkelnäherung³⁶ ist eine Beschreibung der Durchbiegung f_E als Funktion des Drehmoments M , der Stablänge m und der Federsteifigkeit c möglich:

$$f_E = \frac{mM}{c} \quad (6.9)$$

Somit können die entsprechenden Formeln der Balkentheorie und des Ersatzmodells gleichgesetzt und nach der Federsteifigkeit aufgelöst werden:

$$f_B = f_E \Rightarrow \frac{Ml^2}{2EI} = \frac{mM}{c} \Rightarrow c = \frac{2mEI}{l^2} \quad (6.10)$$

$$\alpha_B = \alpha_E \Rightarrow \frac{Ml}{EI} = \frac{M}{c} \Rightarrow c = \frac{EI}{l} \quad (6.11)$$

Es ist augenscheinlich, dass bei einer Stablänge von $m = \frac{1}{2} l$ die Federsteifigkeiten in beiden Gleichungen identisch sind. Das Ersatzmodell ist also für die Biegebelastung gültig, sofern die Koordinatensysteme \mathbf{K}_S und \mathbf{K}_A mittig zwischen den angrenzenden Gelenkpunkten definiert werden. Das Ersatzfedermodell ist auch zur korrekten Beschreibung der Torsion der Strukturkomponenten geeignet, da in diesem Fall die Stablänge m keine Rolle spielt³⁷. Es kann also festgehalten werden, dass die

³⁶ Für hinreichend kleine Winkel gilt $\sin(\alpha) \approx \alpha$.

³⁷ Infolge einer Torsionsbelastung resultiert keine Durchbiegung ($f_E = f_B = 0$) und für die Neigung des Balkenendes im Ersatzmodell ist die Stablänge irrelevant.

Nachgiebigkeit einer Strukturkomponente durch zwei Stäbe mit jeweils der Länge des halben Abstandes der benachbarten Gelenkpunkte, die durch drei Drehfedern (2 x Biegung, 1 x Torsion) miteinander verbunden sind, modelliert werden kann.

Somit können die Koordinatensysteme zum Aufbau des Steifigkeitsmodells festgelegt werden. Wie *Abbildung 6.4* zeigt, wird in jeden Gelenkpunkt des Roboters ein KS platziert, wobei in Anlehnung an die DH-Vorschrift die z-Achsen mit den Gelenkachsen übereinstimmen.

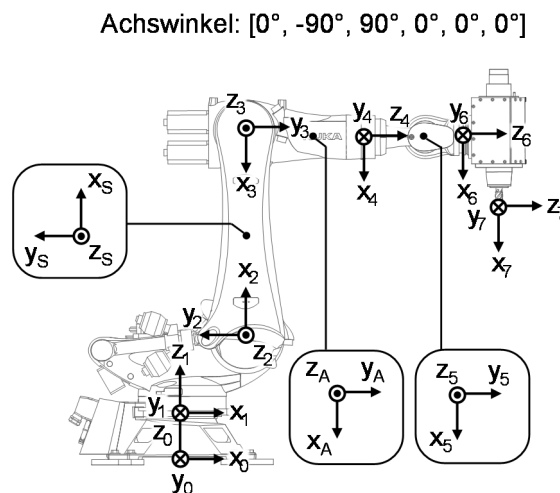


Abbildung 6.4: Koordinatensysteme des elastischen Modells in der Home-Position des Roboters

Die übrigen Achsen müssen zu einem Rechtssystem ergänzt werden, bei dem eine Achse in Richtung des nachgelagerten Gelenkpunkts weist, wobei die x-Achse eines Koordinatensystems nicht parallel zur z-Achse des folgenden liegen darf. Zusätzlich werden auf der Schwinge und dem Arm die beiden Koordinatensysteme K_S und K_A mittig zwischen den angrenzenden Gelenkpunkten definiert, um später auch die Verformung dieser beiden Komponenten berücksichtigen zu können. Dabei besitzen K_S und K_A dieselbe Orientierung wie ihre vorgelagerten Gelenk-KS. Im nächsten Schritt muss eine Transformationsvorschrift aufgestellt werden, mit der alle Gelenkübergänge des Roboters beschrieben werden können, wobei sich die Koordinatensysteme bei der Bewegung der entsprechenden Achsen mitdrehen müssen. Durch eine Umkehrung der Reihenfolge der Einzelrotationen der DH-Konvention ist dies gegeben. Da eine Verschiebung von K_S und K_A in Bezug auf K_2 und K_3 theoretisch in allen drei Raumrichtungen erforderlich sein kann, wird eine zusätzliche Translationsvorschrift eingeführt, so dass sich folgende Konvention ergibt:

$$\mathbf{T} = \mathbf{T}_R(\alpha) \cdot \mathbf{T}_T(a) \cdot \mathbf{T}_T(b) \cdot \mathbf{T}_T(d) \cdot \mathbf{T}_R(\Theta) \quad (6.12)$$

Im ersten Schritt wird \mathbf{K}_{i-1} um den Winkel α um die x-Achse gedreht, bis die z-Achsen von \mathbf{K}_{i-1} und \mathbf{K}_i parallel liegen. Im Anschluss erfolgt eine Translation des entstehenden Zwischensystems entlang der x-, y- und z-Achse um die Maße a , b und d . Zuletzt wird das Zwischensystem um die Gelenkachse mit dem Winkel Θ gedreht. Somit ergeben sich pro Gelenk die fünf Parameter α , a , b , d und Θ , welche in *Abbildung 6.5* zusammen mit den resultierenden Koordinatensystemen in der Achsstellung $[0^\circ, -110^\circ, 110^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]$ dargestellt sind.

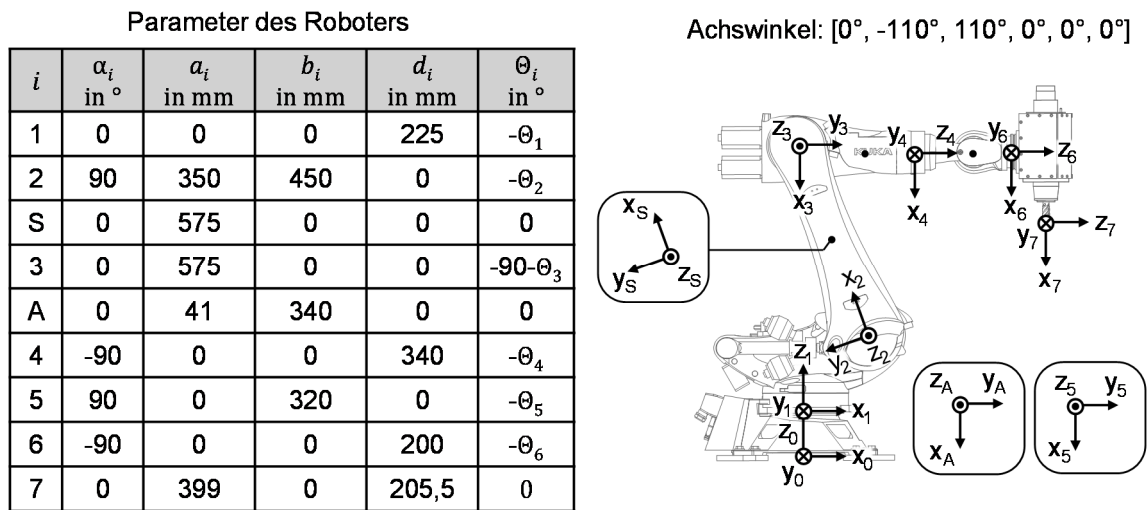


Abbildung 6.5: Transformationsparameter des verwendeten Roboters nach der entwickelten Transformationsvorschrift und Koordinatensysteme der Achsen in der Achsstellung $[0^\circ, -110^\circ, 110^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]$

Aus den in *Gleichung (6.12)* dargestellten Einzeltransformationen ergibt sich für die entwickelte Beschreibungsform folgende Transformationsvorschrift:

$$\begin{aligned}
 \mathbf{T}_i &= \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha_i) & -\sin(\alpha_i) & 0 \\ 0 & \sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & a_i \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \\
 &\cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & b_i \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\Theta_i) & -\sin(\Theta_i) & 0 & 0 \\ \sin(\Theta_i) & \cos(\Theta_i) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \quad (6.13) \\
 &= \begin{bmatrix} \cos(\Theta_i) & -\sin(\Theta_i) & 0 & a \\ \cos(\alpha_i) \sin(\Theta_i) & \cos(\alpha_i) \cos(\Theta_i) & -\sin(\alpha_i) & b_i \cos(\alpha_i) - d_i \sin(\alpha_i) \\ \sin(\alpha_i) \sin(\Theta_i) & \cos(\Theta_i) \sin(\alpha_i) & \cos(\alpha_i) & d_i \cos(\alpha_i) + b_i \sin(\alpha_i) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

Auf Basis der beschriebenen Konvention zur Festlegung der Koordinatensysteme und Gelenkübergänge kann die Elastizität des Roboters berücksichtigt werden, indem jede Transformationsmatrix \mathbf{T}_i mit einer homogenen Transformationsmatrix multipliziert wird, die die Verformung der Lager und Getriebe darstellt. In gleicher Weise kann die Torsion und die Biegung der Strukturkomponenten – im vorliegenden Fall des Armes und der Schwinge – durch die Verdrehung von \mathbf{K}_A und \mathbf{K}_S abgebildet werden.

Somit kann, wie oben beschrieben, jede Transformationsmatrix \mathbf{T}_i zur Aufstellung der Vorwärtskinematik mit einer homogenen Matrix, welche die Verformung der Lager, der Getriebe und der Strukturkomponenten darstellt, multipliziert werden. Die resultierenden Transformationsmatrizen $\hat{\mathbf{T}}_i$ ergeben sich wie folgt³⁸:

$$\hat{\mathbf{T}}_i = \mathbf{T}_i \begin{pmatrix} & & & 0 \\ & \mathbf{R}_i & & 0 \\ & & & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (6.14)$$

Die Rotationsmatrix \mathbf{R}_i ist aus drei Einzelrotationen zusammengesetzt, wobei die Reihenfolge der Elementarrotationen der Z-Y-X-Euler-Konvention³⁹ entspricht:

³⁸ Durch das $\hat{\cdot}$ -Symbol wird verdeutlicht, dass es sich bei dem entsprechenden Formelzeichen um eine elastische Verformung handelt bzw. dass die elastische Verformung berücksichtigt ist.

³⁹ Bei der Z-Y-X-Euler-Konvention wird zunächst um die z-Achse und anschließend um die y- und x-Achse gedreht, wobei alle Rotationen um die bereits gedrehten Koordinatensysteme erfolgen.

$$\mathbf{R}_i = \begin{pmatrix} \cos(\hat{\gamma}_i) & -\sin(\hat{\gamma}_i) & 0 \\ \sin(\hat{\gamma}_i) & \cos(\hat{\gamma}_i) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \cos(\hat{\beta}_i) & 0 & \sin(\hat{\beta}_i) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\hat{\beta}_i) & 0 & \cos(\hat{\beta}_i) \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\hat{\alpha}_i) & -\sin(\hat{\alpha}_i) \\ 0 & \sin(\hat{\alpha}_i) & \cos(\hat{\alpha}_i) \end{pmatrix}. \quad (6.15)$$

Der Winkel $\hat{\gamma}_i$ um die z-Achse beschreibt dabei die Getriebeverdringung bzw. die Torsion einer Strukturkomponente. $\hat{\alpha}_i$ und $\hat{\beta}_i$ repräsentieren die Kippwinkel eines Gelenklagers bzw. die Biegung einer Strukturkomponente. Pro Gelenk bzw. pro Strukturkomponente wird auf diese Weise die konventionelle Vorwärtskinematik um drei Freiheitsgrade zur Abbildung der elastischen Verformungen erweitert. $\hat{\alpha}_i$, $\hat{\beta}_i$ und $\hat{\gamma}_i$ können mit Hilfe der wirkenden Drehmomente in den Gelenkpunkten \mathbf{M}_i und der Steifigkeitsparameter \mathbf{c}_i (Abschnitt 6.3) berechnet werden:

$$\hat{\alpha}_i = \frac{M_{\alpha i}}{c_{\alpha i}} \quad \hat{\beta}_i = \frac{M_{\beta i}}{c_{\beta i}} \quad \hat{\gamma}_i = \frac{M_{\gamma i}}{c_{\gamma i}} \quad (6.16)$$

$M_{\alpha i}$, $M_{\beta i}$ und $M_{\gamma i}$ ergeben sich durch die Bildung des Kreuzproduktes aus dem Vektor der Bearbeitungskraft \mathbf{F} und dem Verbindungsvektor \mathbf{r}_i zwischen dem jeweiligen Gelenk und dem TCP. Dabei müssen \mathbf{F} und \mathbf{r}_i im Koordinatensystem des betrachteten Gelenks beschrieben werden, um eine lokale Zuordnung der Belastung auf die einzelnen Achsen zu ermöglichen:

$$\begin{pmatrix} M_{\alpha i} \\ M_{\beta i} \\ M_{\gamma i} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_{xi} \\ r_{yi} \\ r_{zi} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{pmatrix} \quad (6.17)$$

Es ist essentiell, dass im Falle der Strukturkomponenten die Drehmomente des folgenden (in der kinematischen Kette näher am Endeffektor befindlichen) Gelenkpunkts verwendet werden (vgl. *Abbildung 6.3, S. 78*). Nur dann ist das zu Beginn dieses Abschnitts beschriebene Modell der Ersatzfeder zur Beschreibung der elastischen Verformung einer Strukturkomponente gültig. Somit kann die TCP-Position des belasteten Roboters $\hat{\mathbf{t}}$ durch die Multiplikation der neun erweiterten Transformationsmatrizen bestimmt werden:

$$\hat{\mathbf{T}}_{TCP} = \hat{\mathbf{T}}_1 \hat{\mathbf{T}}_2 \hat{\mathbf{T}}_S \hat{\mathbf{T}}_3 \hat{\mathbf{T}}_A \hat{\mathbf{T}}_4 \hat{\mathbf{T}}_5 \hat{\mathbf{T}}_6 \hat{\mathbf{T}}_7 = \begin{pmatrix} & & & \hat{t}_x \\ & \ddots & & \hat{t}_y \\ & & & \hat{t}_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (6.18)$$

Die Subtraktion der TCP-Position des unbelasteten Systems \mathbf{t} nach Gleichung (6.3) (S. 75) liefert den kraftbedingten Versatz $\delta\mathbf{t}$ des Roboters:

$$\delta\mathbf{t} = \hat{\mathbf{t}} - \mathbf{t} \quad (6.19)$$

Das entwickelte analytische Steifigkeitsmodell kann durch die allgemeingültige Transformationsvorschrift für alle vollseriellen Knickarmroboter eingesetzt werden und ist sehr recheneffizient. Auf einem Office-Computer ohne echtzeitfähiges Betriebssystem beträgt die Rechenzeit weniger als 1 ms⁴⁰, so dass die in *Abschnitt 6.2.1* (S. 73) formulierte Anforderung hinsichtlich des IPO-Taktes erfüllt ist. Dadurch, dass das Modell die Gelenkwinkel einbezieht (vgl. *Gleichung (6.13)*), wird auch der Stellungsabhängigkeit des Nachgiebigkeitsverhaltens am TCP Rechnung getragen. Zudem wird wie gefordert die Lager-, die Getriebe- und die Strukturrelaxivität des Roboters (vgl. *Gleichung (6.15)*) berücksichtigt, so dass alle formulierten Anforderungen erfüllt werden. Um das Modell einsetzen zu können, wird im folgenden Abschnitt ein Vorgehen zur Identifikation der notwendigen Steifigkeitsparameter entwickelt.

6.3 Vorgehen zur Identifikation der Steifigkeitsparameter des Roboters

6.3.1 Anforderungen und Grundprinzip

Die wesentliche Anforderung an das Vorgehen zur Identifikation der Steifigkeitsparameter des Roboters liegt in einer hohen Ergebnislösung aller im zuvor beschriebenen Modell enthaltenen Elastizitäten. Hierunter zählen die Drehsteifigkeiten der Getriebe, die Kippsteifigkeiten der Gelenklagerungen sowie die Torsions- und Biegesteifigkeiten der Strukturkomponenten. Dabei ergibt sich eine wesentliche Randbedingung aus der in *Abschnitt 5.2* (S. 70) festgelegten Forderung nach einem geringen Aufwand bei der Umsetzung der Methodik zur Genauigkeitssteigerung. Um diese Anforderung zu erfüllen, muss der experimentelle Zeitbedarf bei der Ermittlung sämtlicher Steifigkeiten so gering wie möglich sein. Wie im Kapitel zum Stand der Technik beschrieben, ist aktuell keine Methode hierzu in der Lage (vgl. *Abschnitt 2.3.4.3*, S. 24). Deshalb wird an dieser Stelle ein neuartiger Ansatz entwickelt, der es ermöglichen soll, mit einer einzigen Messung sämtliche Steifigkeitsparameter zu bestimmen. Das Grundprinzip dieses Ansatzes beruht auf der Auslen-

⁴⁰ Umgesetzt mit Matlab® auf einem Laptop mit Intel Core i5-3427U CPU (Taktfrequenz 1.80 GHz) und Betriebssystem Microsoft Windows 7.

kung des Roboters durch eine am TCP aufgebrachte definierte Kraft, während die Verlagerung an einer Vielzahl von Messpunkten am Roboter erfasst wird. Aus den Messdaten werden im Anschluss die Relativbewegungen der Roboterkomponenten und daraus die entsprechenden Steifigkeiten berechnet.

6.3.2 Auswahl des Messsystems

Um eine derartige Untersuchung durchzuführen, ist ein Messsystem erforderlich, welches die Positionsänderung eines Objekts in drei translatorischen Freiheitsgraden erfassen kann. Es existiert eine Reihe von Systemen, die prinzipiell hierzu in der Lage sind (siehe *Abschnitt 2.3.1, S. 16* oder WECK & BRECHER 2006B), wobei der erforderliche Messbereich sowie die notwendige Auflösung die wesentlichen Entscheidungskriterien bei der Auswahl darstellen. Diese beiden Größen sollen nachfolgend für die geplante Messaufgabe abgeschätzt werden, indem die erwartete Verlagerung der Messpunkte beispielhaft berechnet wird.

Die relative Verdrehung der Roboterkomponenten wird bestimmt, indem die Positionsinformationen mehrerer Punkte ausgewertet werden. Die Auflösung und der Messbereich des Messsystems werden durch die größte und die kleinste Auslenkung der Punkte vorgegeben. Die größte Auslenkung, welche am Kraftangriffspunkt (TCP) vorliegt, kann auf Basis der durchgeführten Zerspanungsversuche abgeschätzt werden. Bei diesen wurde eine Steifigkeit am TCP in y-Richtung von ca. 400 N/mm berechnet (vgl. *Abbildung 4.15, S. 57*). Bei den späteren Versuchen (*Abschnitt 6.3.4*) wurde der Roboter mit einer Kraft von ca. 1000 N belastet, so dass eine Verlagerung von ca. 2,5 mm resultierte. Da die ermittelte Steifigkeit nur einen groben Anhaltswert liefert, wird der Messbereich auf ± 5 mm festgelegt. Komplexer gestaltet sich die Abschätzung der erforderlichen Auflösung, welche sich aus der kleinsten erwarteten Relativverlagerung zweier benachbarter Messpunkte ergibt. Die höchsten Anforderungen an die Auflösung werden gestellt, wenn die zu bestimmende Verdrehung sehr klein ist und der Abstand der verwendeten Messpunkte zu den Gelenkpunkten gering ist. Dies trifft bei konventionellen Sechs-Achs-Knickarmrobotern besonders für die Achse 4 zu, da das angrenzende Strukturelement (Zentralhand 1) nur eine geringe Ausdehnung besitzt⁴¹. Deshalb wird anhand von Literaturwerten für die Lagersteifigkeit dieser Achse die Bewegung eines Punktes auf der Zentralhand 1 bei einem fiktiven Messaufbau berechnet. Es wird bewusst

⁴¹ An dieser Stelle wird davon ausgegangen, dass die Federsteifigkeiten der Strukturkomponenten (Schwinge und Arm) aufgrund ihrer großen Ausdehnung im Bereich der Lagersteifigkeiten liegen, so dass bei der Identifikation der Struktursteifigkeiten keine größeren Anforderungen an das Messsystem gestellt werden als im dargestellten Fall. Die Ergebnisse in *Tabelle 6.4* bestätigen diese Annahme.

das Achslager betrachtet, da es im Vergleich zum Getriebe die größere Steifigkeit besitzt und daher geringere Verlagerungen zu erwarten sind. Da ausschließlich die Relativbewegung zwischen dem Arm und der Zentralhand 1 von Bedeutung ist, wird der Arm bei der Beispielrechnung als fest eingespannt angenommen, wie *Abbildung 6.6* zeigt. Somit genügt es, die Verlagerung eines Punktes zu betrachten, wobei die beteiligten Strukturkomponenten als starr angenommen werden.

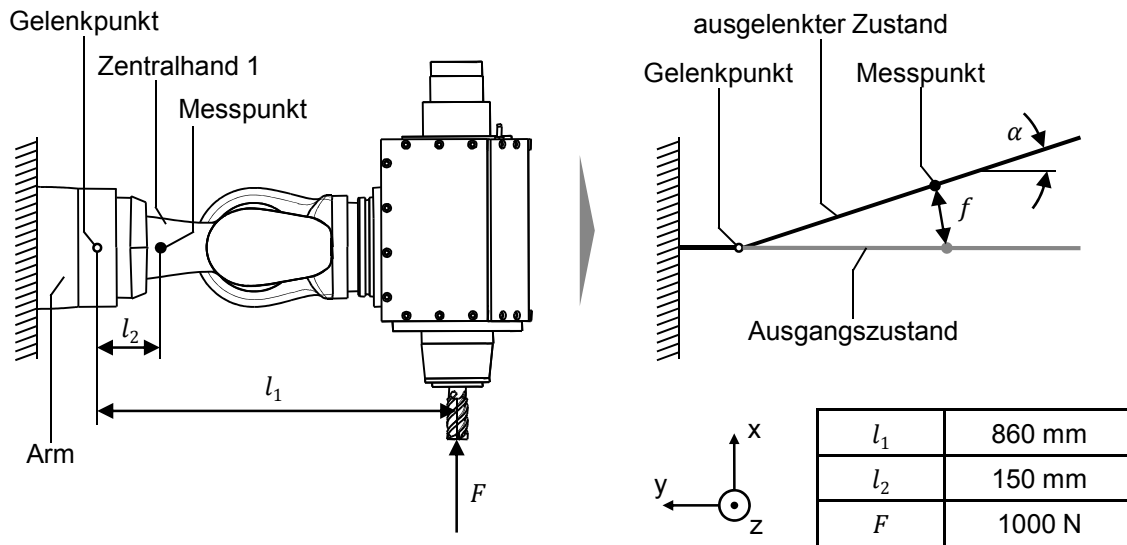


Abbildung 6.6: Fiktive Versuchsanordnung zur Bestimmung der Verlagerung f eines Punktes auf der Zentralhand 1 in Folge einer Verkippung der Lagerung von Achse 4

Mit dem Hebelarm l_1 , der Kraft F sowie der Kippsteifigkeit c von $1,93 \cdot 10^6$ Nm/rad, welche in BAUER (2011) für einen vergleichbaren Roboter vom Typ KUKA KR 210 ermittelt wurde, ergibt sich eine Verdrehung des Achslagers α von $0,026^\circ$:

$$\alpha = \frac{Fl_1}{c} = \frac{1000 \text{ N} \cdot 0,86 \text{ m}}{1,93 \cdot 10^6 \text{ Nm/rad}} = 4,456 \cdot 10^{-4} \text{ rad} \quad (0,026^\circ) \quad (6.20)$$

Dadurch wird der Messpunkt aus seiner Ausgangslage um $f = 66,8 \mu\text{m}$ ausgelenkt:

$$f = l_2 \sqrt{(\sin(\alpha))^2 + (1 - \cos(\alpha))^2} = 6,68 \cdot 10^{-5} \text{ m} \quad (6.21)$$

Um diese Auslenkung ausreichend genau erfassen zu können, sollte die Auflösung des Messsystems eine Größenordnung (Zehnerpotenz) genauer, also im Bereich von ca. $6 \mu\text{m}$ liegen. Da es sich bei der Abschätzung von f um eine fiktive Versuchsanordnung mit frei gewählter Belastungsrichtung und Gelenkstellung der Roboterhand handelt, kann nicht ausgeschlossen werden, dass bei der späteren Messung Punkte mit geringeren Relativverlagerungen auftreten. Deshalb wird zur Sicherheit eine

notwendige Auflösung von mindestens $1\ \mu\text{m}$ festgelegt. Dieser Wert wird auch in der DIN ISO 10791-11, welche die Prüfbedingungen für Bearbeitungszentren vorschreibt, für Messuhren und Feinzeiger gefordert.

Für die durchzuführenden Messungen muss die eingesetzte Sensorik also einen Messbereich von $\pm 5\ \text{mm}$ und eine Weg-Auflösung von $1\ \mu\text{m}$ aufweisen. Hierzu sind beispielsweise moderne Lasertracker, Laser-Tracer, hochauflösende (lokal arbeitende) Kamerasysteme (vgl. *Abschnitt 2.3.1, S. 16*) oder das in *Abschnitt 4.5 (S. 60)* vorgestellte 3D-Scanning-Laser-Doppler-Vibrometer geeignet. Durch die Ausstattung des LDV mit einem sogenannten Wegdecoder für jeden Scankopf ist es möglich, neben der Geschwindigkeit auch die Verlagerung eines Objektes zu erfassen. Im Messbereich von $\pm 5\ \text{mm}$ liefern die verbauten Wegdecoder vom Typ *DD900* eine Auflösung von $150\ \text{nm}$ (POLYTEC 2013). Neben den Grenzen der Decoder ist die tatsächlich realisierbare Auflösung bei der 3D-Verlagerungsmessung vom Einfallswinkel der drei Laserstrahlen und dem Signalpegel des vom Messobjekt reflektierten Laserlichts abhängig. Bei Referenzmessungen unter den vorherrschenden Messbedingungen konnte stets eine Auflösung von mindestens $1\ \mu\text{m}$ gewährleistet werden. Das LDV ist somit geeignet und wurde daher für die Durchführung der Versuche verwendet. Es bietet im Vergleich zu anderen Systemen den Vorteil der sukzessiven Erfassung sämtlicher Messpunkte ohne den Eingriff des Bedieners, da an Stelle eines Targets⁴², welches von einem Messpunkt zum nächsten umgesetzt werden muss, an sämtlichen Messpunkten des Roboters retroreflektierendes Klebeband angebracht werden kann.

An dieser Stelle soll kurz der Einsatz von Beschleunigungssensoren, deren Messsignale zweifach numerisch integriert werden können, diskutiert werden. WASMANN (1996) verwendete diesen Ansatz zur Analyse der quasistatischen Verlagerungen an einer Werkzeugmaschine. Um für diese Art von Sensorik ein ausreichendes Nutzsignal zu erreichen, muss die Maschine mit einer niederfrequenten Schwingung angeregt werden (z. B. mit einer Frequenz von $3\ \text{Hz}$). Die Annahme quasistatischer Bedingungen ist allerdings nur zulässig, wenn die Anregungsfrequenz deutlich unter der ersten Eigenfrequenz der Maschinenstruktur liegt. Aufgrund der niedrigen Eigenfrequenzen von Robotern (vgl. *Abschnitt 4.5, S. 60*) ist der Einsatz von Beschleunigungsaufnehmern als kostengünstige Alternative zu den vorgestellten Messsystemen somit nicht möglich.

⁴² Reflektoren bei Lasertrackern oder Laser-Trackern bzw. Messkugeln bei Kamerasystemen

6.3.3 Identifikation einer geeigneten Messkonfiguration

Um mit einem einzigen Messaufbau sämtliche Steifigkeitsparameter bestimmen zu können, muss eine ausreichende Verdrehung aller Achsen (Getriebe- und Lagerachsen) durch die wirkende Kraft am TCP sichergestellt werden. Wird beispielsweise der Roboter in seiner Home-Position, wie in *Abbildung 6.6* dargestellt, rein in z-Richtung belastet, so resultiert daraus kein Drehmoment um die Getriebe der Gelenke 1, 4 und 6. Demnach erfolgt keine Verdrehung dieser Achsen und ihre Steifigkeiten können nicht ermittelt werden. Durch eine geeignete Messkonfiguration, bestehend aus den sechs Gelenkwinkeln des Roboters und der Orientierung der Kraft am TCP, soll ein derartiger Zustand vermieden werden. Damit der Einfluss von Messfehlern, wie beispielsweise durch ein Verkippen des Mess-Koordinatensystems, so gering wie möglich ausfällt, sollten alle Achs-Verdrehungen in etwa dieselbe Amplitude aufweisen. Wäre eine der drei Achs-Verdrehungen eines Gelenkes deutlich stärker ausgeprägt, hätte ein unpräzise ausgerichtetes Mess-Koordinatensystem zur Folge, dass ein Teil der Verdrehung nicht der korrekten Achse zugeordnet wird. Um diesen Effekt zu minimieren, müssen Achsen mit geringerer Steifigkeit (i. d. R. die Getriebeachsen) mit kleineren Drehmomenten belastet werden. Zudem soll vermieden werden, dass durch eine ungeeignete Wahl der Kraftangriffsrichtung und der Messpose eine Achse des Roboters extrem stark belastet wird, wodurch sie den linearen Bereich ihres elastischen Verhaltens verlassen und das Messergebnis verfälschen würde. Es muss also eine Messanordnung gefunden werden, bei der die wirkende Aktorkraft in allen Achsen zu vergleichbaren Verdrehungen führt. Dies setzt allerdings voraus, dass die Steifigkeitsparameter des Roboters a priori bekannt sind. Da für die meisten Roboter keinerlei Informationen bezüglich der Steifigkeiten der einzelnen Komponenten vorliegen, müssen Literaturwerte von Robotern mit vergleichbaren Traglasten herangezogen werden. Wie im vorigen Abschnitt werden an dieser Stelle die Getriebe- und Lagersteifigkeitsparameter aus BAUER (2011) verwendet. Die einzelnen Steifigkeitswerte werden auf die Getriebesteifigkeit der Achse 1 normiert, woraus die in *Tabelle 6.2* dargestellte Verteilung resultiert. Eine Belastung des Roboters am TCP, bei welcher sich die resultierenden Achsdrehmomente analog verhalten, würde zu einem identischen Verdrehwinkel aller Getriebe und Lager führen.

Tabelle 6.2: Auf c_γ des ersten Gelenks normierte Steifigkeitsverteilung eines Roboters vom Typ KUKA KR 210 (BAUER 2011)

Gelenk	1	2	3	4	5	6
Lager c_α	1,81	3,55	0,46	0,26	0,06	0,26
Lager c_β	1,81	3,55	0,46	0,26	0,06	0,26
Getriebe c_γ	1,00	1,16	0,37	0,10	0,08	0,04

Um zu quantifizieren, inwiefern eine Messkonfiguration die dargestellte Drehmoment-Verteilung widerspiegelt, wird der Gütefaktor G eingeführt. G wird für einen beliebigen Messaufbau ermittelt, indem zunächst die Drehmomenten-Vektoren \mathbf{M}_i aller Gelenke gemäß Gleichung (6.17) (S. 83) berechnet und spaltenweise in der Matrix \mathbf{M} , welche den gleichen Aufbau wie Tabelle 6.2 besitzt, zusammengefasst werden. Danach werden alle Elemente auf das Getriebemoment der ersten Achse normiert, wodurch sich die Matrix \mathbf{M}_{norm} ergibt:

$$\mathbf{M}_{norm} = \mathbf{M}/\mathbf{M}(3,1) \quad (6.22)$$

Diese Matrix wird im Anschluss elementweise durch die optimale normierte Drehmomenten-Verteilung $\mathbf{M}_{norm}^{optimal}$ aus Tabelle 6.2 dividiert⁴³. Das Resultat dieser Operation ist eine Matrix \mathbf{A} , deren Einträge für jede Achse darstellen, zu welchem Anteil das Drehmoment dem idealen Wert entspricht:

$$\mathbf{A} = \mathbf{M}_{norm} ./ \mathbf{M}_{norm}^{optimal} \quad (6.23)$$

Bei einem optimalen Versuchsaufbau sind demnach alle Elemente von \mathbf{A} mit dem Wert 1 belegt. Davon abweichende Einträge führen zu einer erhöhten Varianz $Var(\mathbf{A})$, so dass diese als Maß für die Eignung einer Messkonfiguration genutzt werden kann:

$$G = Var(\mathbf{A}) = \frac{1}{18-1} \sum_{i=1}^{18} (A_i - \bar{\mathbf{A}})^2 \quad (6.24)$$

Da bei der Berechnung der Varianz die Abweichungen der Einträge A_i vom arithmetischen Mittelwert $\bar{\mathbf{A}}$ quadratisch eingehen, wird G stark erhöht, wenn das ideale Drehmoment in einer Achse wesentlich verfehlt wird. Diese notwendige Sensitivität gegenüber einzelnen ungeeigneten Achslasten macht $Var(\mathbf{A})$ somit zu einem geeigneten Gütekriterium, wobei die optimale Messkonfiguration bei $G = 0$ vorliegt.

⁴³ Eine elementweise Division wird durch den Operator ./ ausgedrückt.

Um einen Messaufbau zu finden, der diesem Wert möglichst nahe kommt, wurde eine Simulationsumgebung in Matlab[®] implementiert, mit deren Hilfe der Gütefaktor für eine Vielzahl an Messkonfigurationen innerhalb eines vorgegebenen Parameterraumes ermittelt werden kann. Der Parameterraum besteht aus je einem diskretisierten Wertebereich für die TCP-Orientierung, die TCP-Position und die Kraftantriebsrichtung. Die Grenzen und Schrittweiten der Wertebereiche können im kartesischen Arbeitsraum gemäß der räumlichen Rahmenbedingungen der Roboterzelle definiert werden (*Abbildung 6.7*).

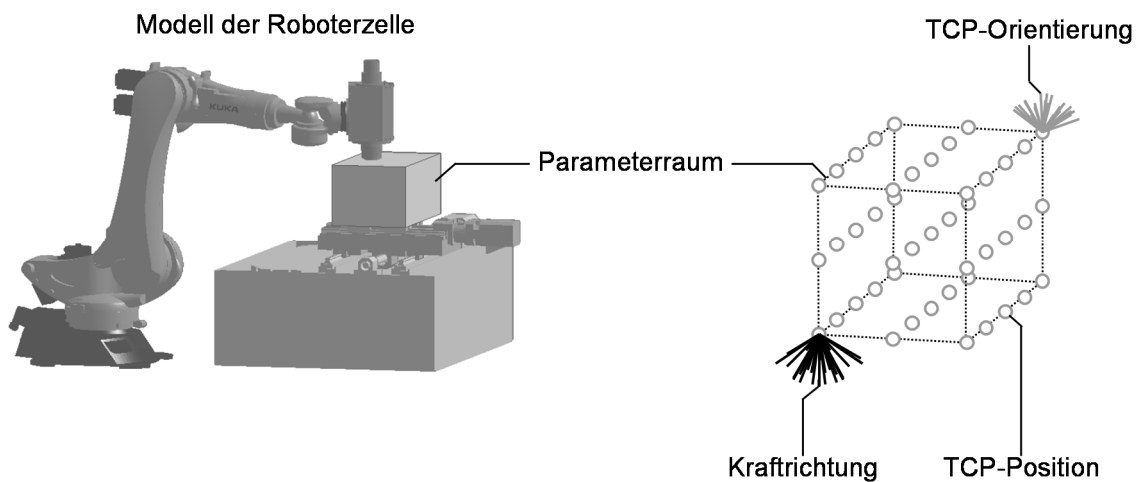


Abbildung 6.7: Parameterraum der Simulationsumgebung zur Identifikation einer geeigneten Messkonfiguration

Für jede Kombination aus TCP-Orientierung, TCP-Position und Kraftrichtung wird der Gütefaktor G mit Hilfe der *Gleichungen* (6.17) und (6.22) bis (6.24) berechnet und visualisiert. Mittels einer graphischen Benutzeroberfläche der Simulationsumgebung (*Abbildung A-1* im Anhang, S. 171) kann zu jeder berechneten Messkonfiguration das Geometriemodell der Roboterzelle dargestellt werden.

Neben einem möglichst geringen Wert für G muss bei einer geeigneten Messkonfiguration die optische Zugänglichkeit aller Strukturkomponenten, auf denen Messpunkte platziert werden, gegeben sein. Letzteres kann am besten visuell kontrolliert werden. *Tabelle 6.3* zeigt die Achswinkel sowie den Azimut- und den Elevations-Winkel⁴⁴ der Kraftrichtung für eine Konfiguration mit $G = 0,43$ für den verwendeten Roboter, welche durch iterative Verfeinerung des Parameterraumes ermittelt wurde. Konfigurationen mit einem geringfügig besseren Gütefaktor waren aufgrund der schlechten optischen Zugänglichkeit der Handachsen nicht geeignet.

⁴⁴ Der Azimut-Winkel F_γ beschreibt die Orientierung des Kraftvektors um die z-Achse (*Abbildung 4.1*). Der Elevations-Winkel F_β gibt die Neigung um die y-Achse an. Bei $F_\gamma = F_\beta = 0$ zeigt der Kraftvektor in Richtung der globalen x-Achse.

Tabelle 6.3: Geeignete Messkonfiguration für den verwendeten Roboter

Parameter	A1	A2	A3	A4	A5	A6	F_γ	F_β
Winkel in °	13,23	-79,71	83,53	82,93	-28,47	-81,97	-143	-35

Bei der Wahl des Wertebereichs für die TCP-Position wurde darauf geachtet, dass es möglich ist, einen Aktor zwischen dem Bearbeitungstisch und dem Roboter anzubringen. Zudem sollte die Identifikation der Steifigkeiten nicht in Extremstellungen, die im späteren Betrieb nicht eingenommen werden, erfolgen. Eine Extremstellung liegt beispielsweise bei der Achskonfiguration $[0^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ, 0^\circ]$, also bei komplett gestrecktem Roboter, vor. In dieser sind die Getriebe- bzw. Lagerachsen der ersten beiden Gelenke durch das Eigengewicht der Strukturkomponenten sehr stark belastet, so dass die Gefahr besteht, dass diese Achsen den linearen Bereich ihrer Federkennlinien verlassen. Eine Bestimmung der Steifigkeitsparameter in diesem Zustand, wie sie teilweise auch bei einigen Arbeiten gemäß *Abschnitt 2.3.4.3* (S. 24) durchgeführt wird, könnte eine verringerte Validität des Steifigkeitsmodells im primären Arbeitsraum des Roboters zur Folge haben.

6.3.4 Aufbau und Durchführung der Messung

Nach der Auswahl des Messsystems und einer geeigneten Messkonfiguration kann die Messung durchgeführt werden. Dabei muss der Roboter am TCP mit einer Zug- und einer Druckkraft mit bekannten Amplituden, unter den zuvor spezifizierten Winkeln (*Tabelle 6.3*), belastet werden. Die wechselnde Last wird vorgesehen, um mögliche Hysterese-Effekte beobachten zu können. Zur Erzeugung der Kraft kann beispielsweise ein doppelt wirkender Pneumatik-Zylinder verwendet werden. Im Rahmen dieser Arbeit kam ein Zylinder vom Typ *Festo ADVUL-80-50-PA*, welcher mit Hilfe von zwei Gelenkköpfen frei von Querkräften und Drehmomenten zwischen der Werkzeugaufnahme und dem Bearbeitungstisch angebracht war, zum Einsatz. Zur Krafterfassung wurde ein Zug-Druck-Kraftsensor vom Typ *burster 8524-2kN* verwendet. Um F_β und F_γ so genau wie möglich einzurichten, kann der Roboter selbst zur Positionierung des Anschlagpunktes des Pneumatik-Zylinders verwendet werden, wie *Abbildung 6.8* zeigt. Da die mittlere Länge des Aktors bekannt ist, kann dieser Punkt präzise berechnet und mit dem Roboter, an dem alle notwendigen Anschlagmittel angebracht sind, angefahren werden. Der Roboter wird im Hubbereich des Pneumatik-Aktors entlang der Achse der Bearbeitungsspindel bewegt, bis ein Punkt zur Befestigung der Anschlagmittel am Tisch erreicht ist (in *Abbildung 6.8* bis der dargestellte Würfel plan auf dem in der Ebene verfahrbaren

Bearbeitungstisch aufliegt). Im Anschluss werden alle Schrauben angezogen, die die Messpose eingenommen und der Aktor, dessen Orientierung somit präzise festgelegt ist, angebracht. Je nach Aufbau der Roboterzelle kann eine Anbindung des Aktors an einer Hilfskonstruktion erforderlich sein, welche die Steifigkeit der Kräfteinleitung verringert. Dies stellt kein Problem dar, sofern sich die Kraftangriffsrichtung aufgrund der Verformung der Hilfskonstruktion nur geringfügig ändert.

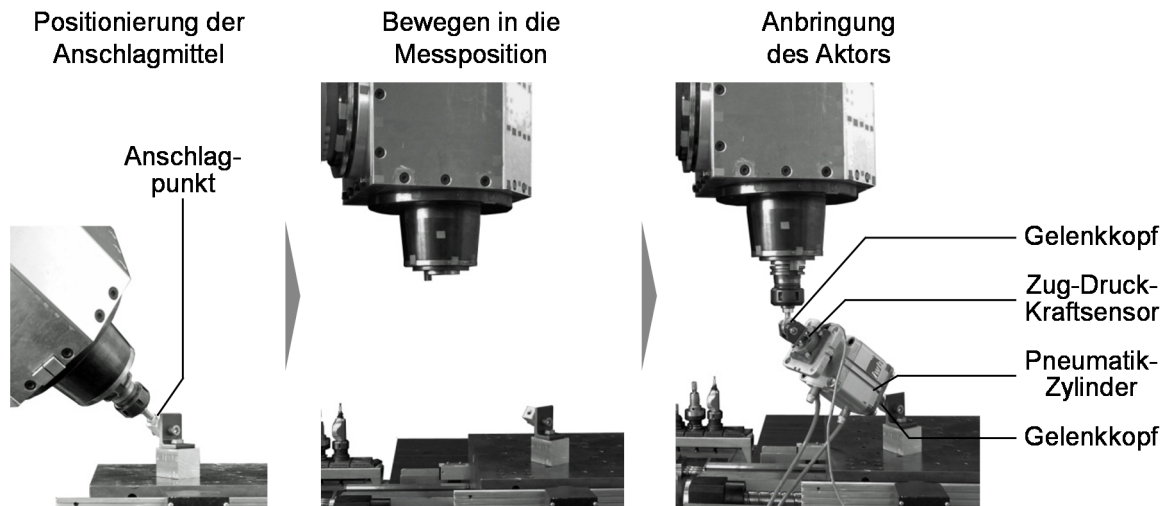


Abbildung 6.8: Präzise Anbringung des Aktors durch die Positionierung der Anschlagmittel mit Hilfe des Roboters

Die Kraftamplitude für die Zug- und Druckbelastung beträgt ca. 1000 N. Dieser Wert wurde gewählt, da er in der Größenordnung der erwarteten Zerspankräfte liegt. In den Voruntersuchungen aus *Abschnitt 4.4.1* (S. 51) wurden zwar deutlich geringere Kräfte gemessen, allerdings soll der Roboter künftig auch für Bearbeitungsaufgaben mit größeren Werkzeugdurchmessern und höheren Schnitttiefen einsetzbar sein. Eine Linearisierung der Steifigkeitswerte bei einer Belastung von ± 1000 N spiegelt also das Einsatzszenario gut wider. Der gemessene zeitliche Verlauf der Aktorkraft ist in *Abbildung 6.9* dargestellt.

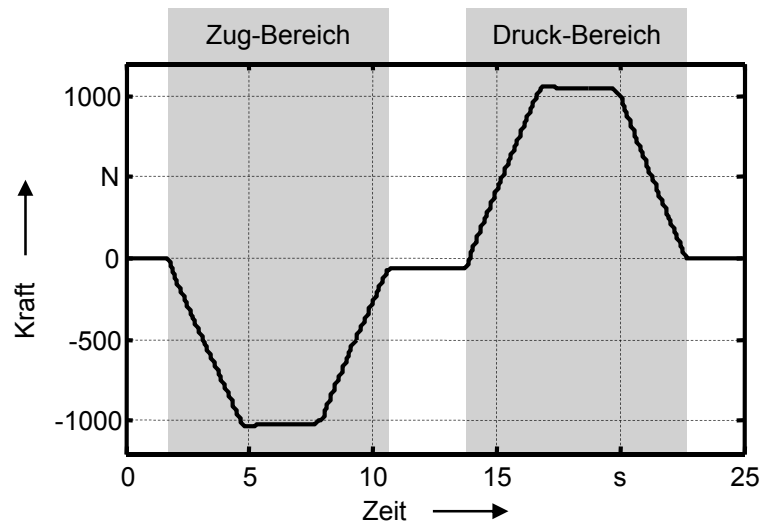


Abbildung 6.9: Gemessener Verlauf der Aktorkraft

Im Zug- und im Druck-Bereich des Kraftzyklus wird der Betrag der Kraft zunächst linear bis zum Maximalwert gesteigert, mehrere Sekunden auf einem konstanten Wert gehalten und anschließend linear bis auf das Ausgangsniveau abgesenkt. Um einen quasistatischen Zustand des Roboters zu jedem Zeitpunkt sicherzustellen, werden Schwingungen durch eine geeignete Steigung der Zug- und der Druckrampen vermieden. Von großer Bedeutung für die Ergebnisgüte der Messung ist die Wiederholbarkeit des Kraftverlaufs, da der Roboter für jeden Messpunkt in gleicher Weise belastet werden muss. Da bei der späteren Datenauswertung die Phasen zu Beginn der Belastung und an den Maximalwerten des Zug- und des Druck-Bereichs herangezogen werden, darf die Kraftamplitude an diesen Stellen nur geringfügigen Schwankungen unterliegen. Um dies sicherzustellen, wurde der Pneumatik-Zylinder über ein Proportional-Druckregelventil angesteuert, welches mit Hilfe eines LabVIEW®-Systems spannungsgesteuert wird. Dieses System gibt neben einem Signal für das Proportional-Druckregelventil ein analoges Spannungssignal aus, welches in der Zentraleinheit des LDV als Trigger für den Start der Messung und zum Zurücksetzen der drei Wegdecoder verwendet wird. Zu Beginn jeder Einzelmessung müssen die Wegdecoder zurückgesetzt werden, da ihr Signal beim Bewegen der Scanner-Spiegel von einem Messpunkt zum nächsten gestört wird. Der komplette Versuchsaufbau zur Durchführung der Messung ist in *Abbildung 6.10* dargestellt.

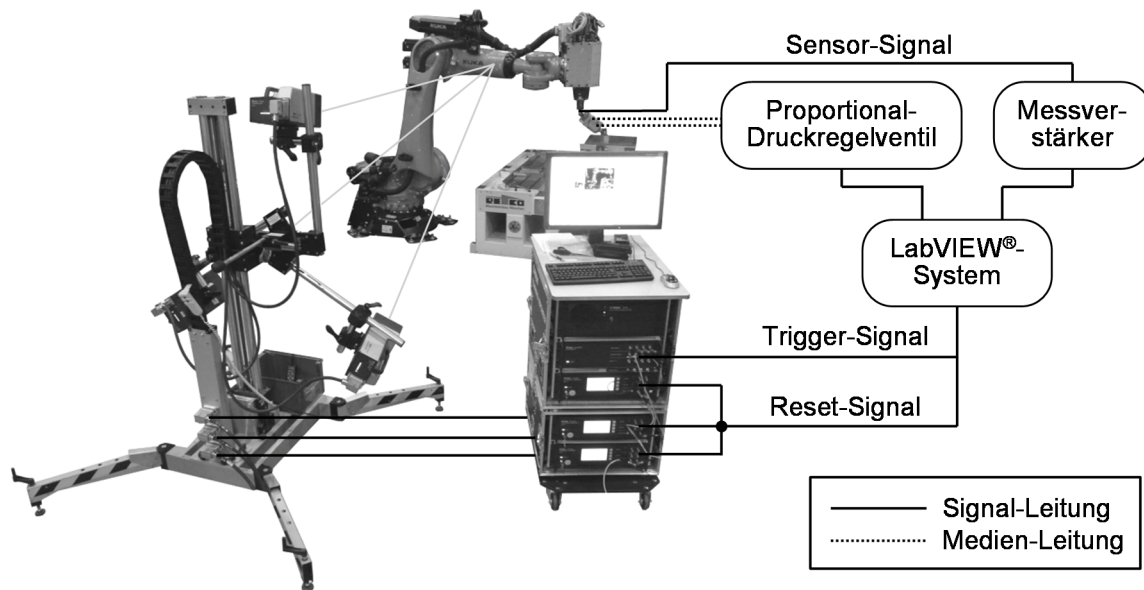


Abbildung 6.10: Messaufbau sowie Signal- und Medienflüsse zur definierten Belastung des Roboters und Erfassung der Abdrängung mit Hilfe des 3D-Scanning-Laser-Doppler-Vibrometers

Vor der Durchführung wurden 42 Messpunkte festgelegt und mit retroreflektierender Folie beklebt, wodurch für jeden Scankopf der maximale Signalpegel des rückgestreuten Laserlichts erreicht werden konnte⁴⁵. Wie *Abbildung 6.11* zeigt, sollten, sofern möglich, auf jeder Strukturkomponente in der Nähe jedes angrenzenden Gelenks mindestens vier Messpunkte platziert werden, wobei deren Abstand sorgfältig zu wählen ist. Ein zu großer Punktabstand hat zur Folge, dass die Verformung der Strukturkomponenten das Messergebnis negativ beeinflusst, da die Strukturverformung durch die folgende Datenauswertung als Gelenk-Verdrehung interpretiert wird. Bei sehr kleinen Punktabständen wiederum ist die Relativbewegung der Punkte sehr gering, so dass es aufgrund der begrenzten Auflösung des LDV und des unvermeidbaren Messrauschens zu einer Reduktion der Ergebnisqualität kommt.

⁴⁵ Retroreflektierende Folie besteht aus einem Trägermaterial, auf dem Mikroglasperlen aufgebracht sind. Dadurch wird eintreffendes Licht in Richtung seiner Quelle reflektiert.

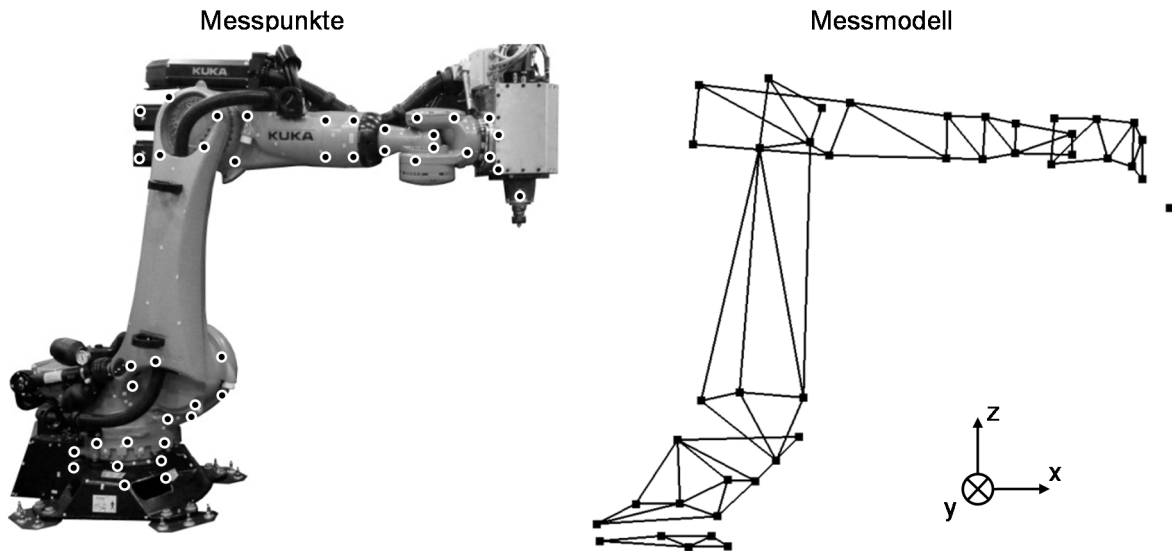


Abbildung 6.11: Messpunkte auf den Strukturkomponenten des Roboters (links) und 3D-Messmodell (rechts)

Bei der Messung werden alle Laserstrahlen des LDV auf einen Messpunkt ausgerichtet und der Roboter über den Pneumatik-Zylinder mit dem Kraftzyklus aus *Abbildung 6.9* belastet. Währenddessen ist es systembedingt nicht möglich, die Laserstrahlen wie bei einem Lasertracker nachzuführen, wodurch allerdings nur ein minimaler Fehler zu erwarten ist. Zur Steigerung der Messqualität können verschiedene Maßnahmen ergriffen werden. Zum einen können für jeden Punkt mehrere (im vorliegenden Fall drei) Einzelmessungen erfolgen, welche automatisch durch die Datenerfassungssoftware des LDV gemittelt werden. Des Weiteren ist es möglich, für jeden Messpunkt abhängig von seiner Bewegungsamplitude den bestmöglichen Messbereich der Controller zu verwenden. Neben der Erhöhung der Auflösung kann dadurch ein verbessertes Signal-Rausch-Verhältnis erreicht werden. So wurden beispielsweise TCP-nahe Punkte mit einem Messbereich von ± 2 mm (Auflösung: 60 nm) erfasst, wohingegen für die Punkte auf der Basis ein Messbereich von ± 50 μm (Auflösung: 1,5 nm) zum Einsatz kam. Bei der Messung wurde eine Abtastfrequenz von 1024 Hz und eine Messzeit von 25 s gewählt, wobei der Start aller Einzelmessungen durch das Trigger-Signal des LabVIEW[®]-Systems ausgelöst wurde.

6.3.5 Messdatenauswertung

Das Resultat einer derart durchgeführten Messung besteht aus einem Datensatz mit der dreidimensionalen (translatorischen) Bewegung aller Messpunkte. Beispielhaft ist in *Abbildung 6.12* die überzeichnete Auslenkung des Messmodells in der Zug-Phase des Belastungszyklus dargestellt.

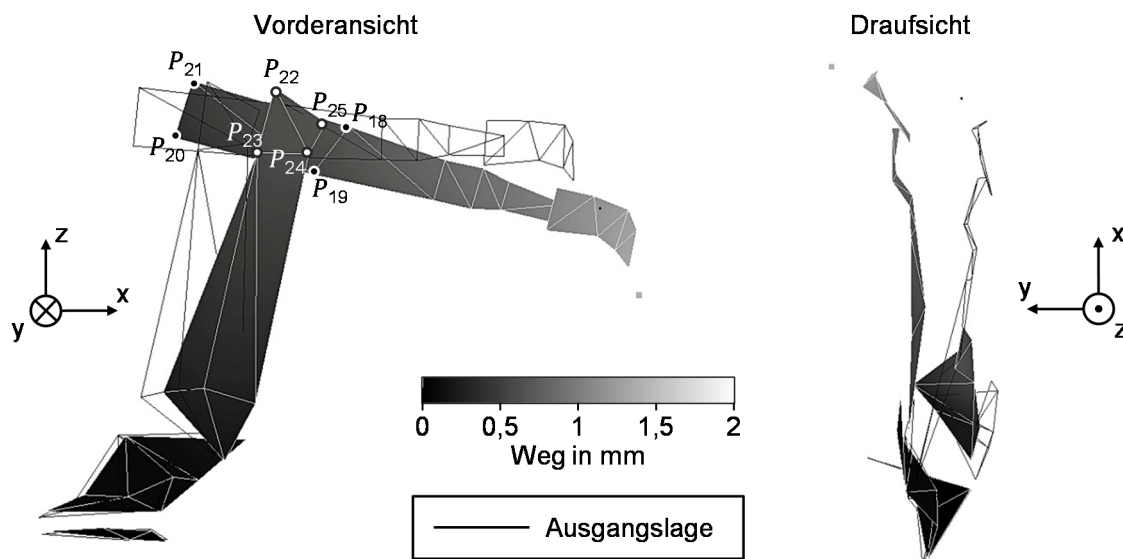


Abbildung 6.12: Überzeichnete Auslenkung des Messmodells in der Zug-Pase des Belastungszyklus in der Vorderansicht und in der Draufsicht

Um die drei Steifigkeitsparameter c_{α_i} , c_{β_i} und c_{γ_i} eines Gelenks bestimmen zu können, müssen gemäß Gleichung (6.16) (S. 83) die Quotienten aus den kraftinduzierten lokalen Drehmomenten M_{α_i} , M_{β_i} sowie M_{γ_i} und den daraus resultierenden Gelenkverdrehungen $\hat{\alpha}_i$, $\hat{\beta}_i$ sowie $\hat{\gamma}_i$ gebildet werden. Abbildung 6.13 beschreibt das allgemeingültige Vorgehen, wie aus den translatorischen Daten der Messpunkte auf den Strukturkomponenten des Roboters die Verdrehungen und daraus die Steifigkeitsparameter einer Achse bestimmt werden können.

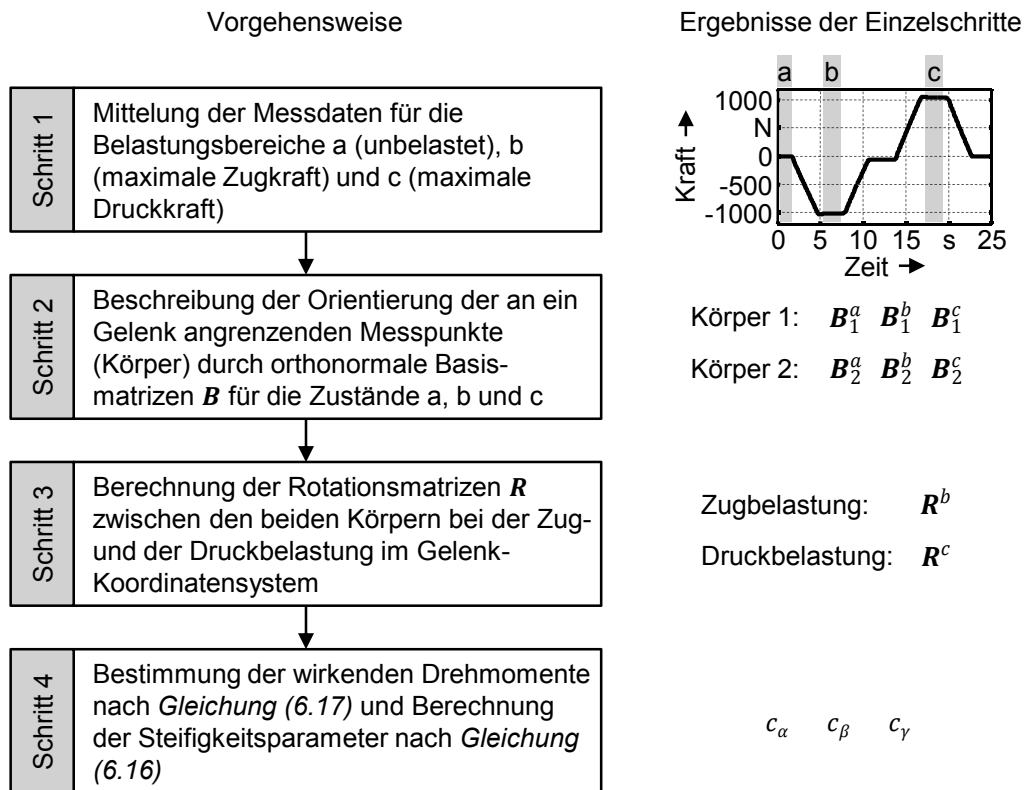


Abbildung 6.13: Vorgehen zur Identifikation der Steifigkeitsparameter auf Basis der translatorischen Daten der Messpunkte

Das Vorgehen ist gleichermaßen für die Bestimmung der Steifigkeiten der Achsen und der Strukturkomponenten gültig. Obwohl in *Abschnitt 6.3.4* (S. 91) Strategien zur Maximierung der Messdaten-Qualität dargestellt wurden, sind Messfehler wie beispielsweise durch Rauschen oder sogenannte Speckle-Dropouts⁴⁶ unvermeidbar. Aus diesem Grund ist die Datenauswertung robust gegenüber derartigen Störungen gestaltet. Da in der dargestellten Form lineare Federsteifigkeiten ermittelt werden, muss in einem vorgelagerten Schritt überprüft werden, ob durch die Linearisierung bei der betrachteten Roboterstruktur kein zu großer Fehler entsteht. Dies kann mittels sogenannter Last-Verformungs-Kennlinien erfolgen, bei denen für gewöhnlich der Verdrehwinkel eines Getriebes über dem angreifenden Drehmoment aufgetragen wird (ROSENBAUER 1995). Um das Verhalten der kompletten Roboterstruktur zu bewerten, wird an dieser Stelle eine vergleichbare Kennlinie verwendet, bei der die Verlagerung des TCP über der wirkenden Aktorkraft dargestellt wird. *Abbildung 6.14* zeigt die Kraft-Verlagerungs-Kennlinie des Kraftangriffspunkts der vorliegenden Messung in allen drei Raumrichtungen.

⁴⁶ Aufgrund der kohärenten Eigenschaften eines Lasers in einem Vibrometer kann es zu destruktiver Interferenz kommen. Dies führt zu einer Reduktion des Signal-Rausch-Verhältnisses, so dass kurzzeitige Störungen im Messsignal möglich sind, welche als Speckle-Dropout bezeichnet werden.

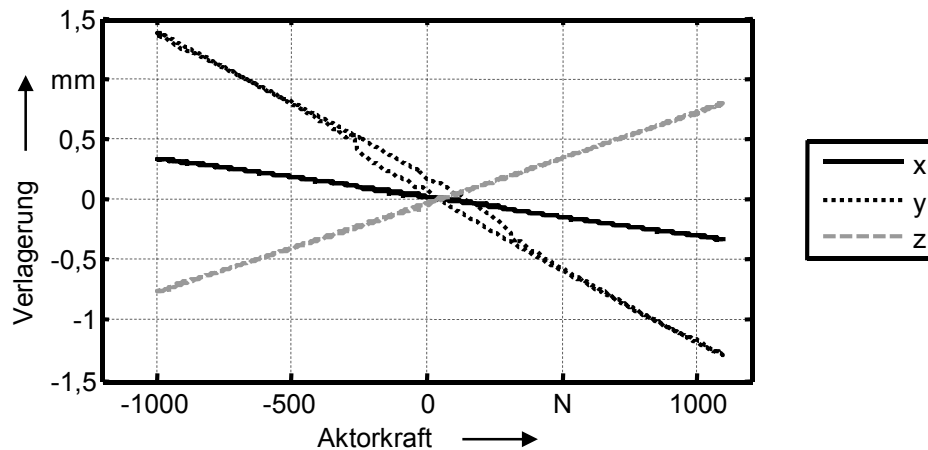


Abbildung 6.14: Kraft-Verlagerungs-Kennlinie des Kraftangriffspunkts in x-, y- und z-Richtung

Es kann ein nahezu vollständig lineares Verhalten in x- und z-Richtung beobachtet werden. Die Abweichung in y-Richtung im Bereich geringer Kräfte ist nach GERSTMANN (1991) charakteristisch für das Vorliegen von Getriebespiel. Wie auch durch Messungen mit einem Justage-Set bestätigt wurde, liegt bei der erste Achse des verwendeten Roboters Getriebespiel vor, welches sich primär in y-Richtung äußert. Sobald das Spiel überwunden ist, zeigt die Kraft-Verformungs-Kennlinie wie in den übrigen Richtungen geradliniges Verhalten. Somit kann das Vorgehen zur Ermittlung der linearen Steifigkeitsparameter angewendet werden, welches im Folgenden beschrieben wird.

Insbesondere die Schritte 2 und 3 bedürfen einer näheren Beschreibung, welche zur anschaulicheren Darstellung anhand des dritten Gelenks des untersuchten Roboters erfolgt. Nach der Mittelung der Messdaten (Schritt 1), durch die der Einfluss der erwähnten Mess-Störungen deutlich reduziert wird, liegt für jeden Punkt dessen Position zu Beginn der Messung (Zustand a), während der maximalen Zugbelastung (Zustand b) und während der maximalen Druckbelastung (Zustand c) vor. Aus diesen Daten kann für jeden Zustand die Orientierung der Schwinge und des Armes nahe des Gelenks im Welt-Koordinatensystem bestimmt werden. Hierzu werden die Flächen, welche von den vier Messpunkten (P_{18} bis P_{21} bzw. P_{22} bis P_{25} in *Abbildung 6.12*) auf der jeweiligen Komponente aufgespannt werden, als Starrkörper idealisiert⁴⁷. Die Orientierung dieser Körper wird für jeden Belastungszustand mit

⁴⁷ Im Falle der Strukturkomponenten werden die ohnehin vorhandenen Messpunkte an beiden Enden der jeweiligen Komponente verwendet.

Hilfe einer Orthonormalbasis⁴⁸ beschrieben, wie in *Abbildung 6.15* für den Körper 1 in der Ausgangslage (\mathbf{B}_1^a) und während der Zugbelastung (\mathbf{B}_1^b) gezeigt.

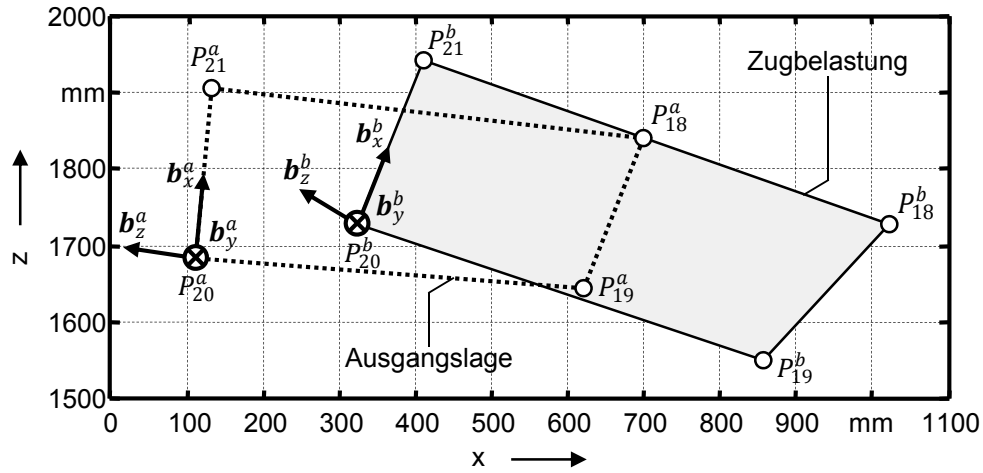


Abbildung 6.15: Definition der Orthonormalbasis für Körper 1 (Messpunkte P_{18} bis P_{21} auf dem Arm) in der Ausgangslage (Index a) und während der Zugbelastung (Index b) (Verlagerungen 600-fach überzeichnet)

Der Basisvektor \mathbf{b}_x^a der Orthonormalbasis \mathbf{B}_1^a wird durch den normierten Verbindungsvektor der Punkte P_{20}^a und P_{21}^a in der Ausgangslage gebildet:

$$\mathbf{b}_x^a = \frac{\overrightarrow{P_{20}^a P_{21}^a}}{\left| \overrightarrow{P_{20}^a P_{21}^a} \right|} \quad (6.25)$$

\mathbf{b}_y^a wird durch das Kreuzprodukt aus \mathbf{b}_x^a und dem normierten Verbindungsvektor der Punkte P_{20}^a und P_{19}^a berechnet:

$$\mathbf{b}_y^a = \mathbf{b}_x^a \times \frac{\overrightarrow{P_{20}^a P_{19}^a}}{\left| \overrightarrow{P_{20}^a P_{19}^a} \right|} \quad (6.26)$$

Der letzte Basisvektor \mathbf{b}_z^a ergibt sich durch das Kreuzprodukt aus \mathbf{b}_x^a und \mathbf{b}_y^a :

$$\mathbf{b}_z^a = \mathbf{b}_x^a \times \mathbf{b}_y^a \quad (6.27)$$

Somit kann die Orthonormalbasis \mathbf{B}_1^a zur Beschreibung der Orientierung von Körper 1 in der Ausgangslage formuliert werden:

⁴⁸ Eine Orthonormalbasis im Vektorraum \mathbb{R}^3 besteht aus drei Vektoren, welche alle die Länge 1 besitzen und senkrecht aufeinander stehen.

$$\mathbf{B}_1^a = \begin{pmatrix} b_{xx}^a & b_{yx}^a & b_{zx}^a \\ b_{xy}^a & b_{yy}^a & b_{zy}^a \\ b_{xz}^a & b_{yz}^a & b_{zz}^a \end{pmatrix} \quad (6.28)$$

Die Gleichungen (6.25) bis (6.28) werden auch für die beiden weiteren Zustände von Körper 1 (Punkte P_{18}^b bis P_{21}^b bzw. P_{18}^c bis P_{21}^c) und für den Körper 2 aufgestellt, so dass sich die Matrizen \mathbf{B}_1^a , \mathbf{B}_1^b , \mathbf{B}_1^c , \mathbf{B}_2^a , \mathbf{B}_2^b und \mathbf{B}_2^c ergeben. Wie die Gleichungen (6.25) und (6.26) zeigen, werden zur Festlegung der Basisvektoren lediglich drei der vier vorliegenden Punkte des Körpers verwendet. Dennoch wurden zur Absicherung gegen Messfehler bei der Datenerfassung bewusst mindestens vier Messpunkte pro Strukturkomponente und Gelenk aufgenommen (vgl. Abbildung 6.12, S. 96). Dadurch können die Basisvektoren mittels aller möglichen 3-Permutationen aus der verfügbaren Menge an Messpunkten (unter Beachtung der Reihenfolge) aufgestellt werden. Bei n Punkten pro Körper ergeben sich somit $\frac{n!}{(n-3)!}$ mögliche Lösungen für jede einzelne Orthogonalbasis (im vorliegenden Fall existieren 24 Möglichkeiten). Eine vergleichende Bewertung und somit eine Auswahl der qualitativ hochwertigen Lösungen ist nicht möglich, da sich die Orientierung der Basisvektoren aller Matrizen maßgeblich unterscheiden. Somit muss mit allen 24 Einzellösungen weitergerechnet werden. Durch die folgende Verarbeitung der Matrizen kann auch bei einzelnen Messpunkten mit mangelhafter Datenqualität eine präzise Bestimmung der Steifigkeitsparameter erfolgen. Auch der Einfluss von Messfehlern, welche nur in einzelnen Achsrichtungen auftreten, kann deutlich reduziert werden. Zur Berechnung der Relativbewegungen zwischen den beiden Körpern bei der Zug- und der Druckbelastung ist eine Reihe von Koordinatentransformationen unter Verwendung der orthonormalen Basismatrizen erforderlich. Das prinzipielle Vorgehen wird anhand der Zugbelastung (Zustand b) beschrieben und kann analog für die Druckbelastung (Zustand c) durchgeführt werden. Zunächst werden für beide Körper die Rotationsmatrizen $\mathbf{K}_{i,rel}^{a \rightarrow b}$ berechnet, welche die Bewegungen vom Zustand a in den Zustand b im Koordinatensystem \mathbf{B}_i^a beschreiben. Da zuvor mehrere Lösungen für die Basismatrizen aufgestellt wurden, wird bei den folgenden Berechnungen dieselbe Anzahl an Rotationsmatrizen generiert:

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_{1,rel}^{a \rightarrow b} &= (\mathbf{B}_1^a)^T \mathbf{B}_1^b \\ \mathbf{K}_{2,rel}^{a \rightarrow b} &= (\mathbf{B}_2^a)^T \mathbf{B}_2^b \end{aligned} \quad (6.29)$$

Diese Rotationsmatrizen werden anschließend in das Welt-Koordinatensystem transformiert:

$$\mathbf{K}_{1,abs}^{a \rightarrow b} = \mathbf{B}_1^a \mathbf{K}_{1,rel}^{a \rightarrow b} (\mathbf{B}_1^a)^T \quad (6.30)$$

$$\mathbf{K}_{2,abs}^{a \rightarrow b} = \mathbf{B}_2^a \mathbf{K}_{2,rel}^{a \rightarrow b} (\mathbf{B}_2^a)^T$$

Die relative Bewegung $\mathbf{R}_{abs}^{a \rightarrow b}$ zwischen den beiden Körpern, dargestellt im Welt-Koordinatensystem, berechnet sich gemäß *Gleichung (6.31)*, wobei an dieser Stelle alle Kombinationen der zuvor berechneten Lösungen aufgestellt werden. Für den vorliegenden Fall ergeben sich demnach $24 \cdot 24 = 576$ Lösungen für $\mathbf{R}_{abs}^{a \rightarrow b}$. Eine Vergleichbarkeit dieser Lösungen ist prinzipiell gegeben, so dass eine Mittelwertbildung oder das Verwerfen von Ausreißern denkbar sind. Hierzu wären verschiedene Rechenoperationen erforderlich, die später allerdings ohnehin durchgeführt werden, weshalb weiterhin alle 576 Einzellösungen verwendet werden. Es gilt:

$$\mathbf{R}_{abs}^{a \rightarrow b} = (\mathbf{K}_{1,abs}^{a \rightarrow b})^T \mathbf{K}_{2,abs}^{a \rightarrow b} \quad (6.31)$$

Diese Rotationsmatrix muss zuletzt in das Gelenk-Koordinatensystem des Roboters transformiert werden. Hierzu wird die in *Abschnitt 6.2.2 (S. 74)* vorgestellte Vorwärtskinematik mit den Achswinkeln aus *Tabelle 6.3 (S. 91)* bis zur dritten Achse (Betrachtungsgegenstand in diesem Beispiel) aufgestellt und lediglich der rotatorische Teil der homogenen Transformationsmatrix $\mathbf{T}_{1 \rightarrow 3}^{rot}$ verwendet:

$$\mathbf{R}_3 = (\mathbf{T}_{1 \rightarrow 3}^{rot})^T \mathbf{R}_{abs}^{a \rightarrow b} \mathbf{T}_{1 \rightarrow 3}^{rot} = \begin{pmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{pmatrix} \quad (6.32)$$

Aus den Einträgen r_{ij} der resultierenden Rotationsmatrix können auf Basis der Euler-Winkel-Konvention die Elementardrehungen um die x-, y- und z-Achse der Gelenke berechnet werden (SICILIANO & KHATIB 2008), welche wiederum der Getriebeachse bzw. den Lagerachsen zugeordnet werden können (vgl. *Tabelle 6.2, S. 89*):

$$\begin{aligned} \hat{\beta}_i &= \text{atan2} \left(-r_{31}, \sqrt{r_{11}^2 + r_{21}^2} \right) \\ \hat{\alpha}_i &= \text{atan2} \left(\frac{r_{21}}{\cos(\beta)}, \frac{r_{11}}{\cos(\beta)} \right) \\ \hat{\gamma}_i &= \text{atan2} \left(\frac{r_{32}}{\cos(\beta)}, \frac{r_{33}}{\cos(\beta)} \right) \end{aligned} \quad (6.33)$$

Dabei ist es von großer Bedeutung, dass dieselbe Konvention auch innerhalb des Steifigkeitsmodells zum Einsatz kommt (vgl. *Gleichung (6.15), S. 83*). Im vorliegenden Fall unterscheidet sich der überwiegende Teil der ermittelten 576 Lösungen für $\hat{\alpha}_i$, $\hat{\beta}_i$ und $\hat{\gamma}_i$ nur geringfügig. Allerdings gibt es wenige Ausreißer, welche auf Störungen in den Messdaten einzelner Punkte zurückzuführen sind. Die Streuungen ergeben sich daraus, dass die verwendeten Körper in der Realität keine idealen Starrkörper darstellen. Um aus der Summe an Ergebnissen einen Wert für jede Stei-

figkeit zu ermitteln, bietet sich die sogenannte gestutzte Mittelung an. Bei dieser werden alle Werte nach aufsteigender Größe sortiert, eine gleiche Anzahl am Anfang und am Ende abgeschnitten und aus den verbleibenden Werten der arithmetische Mittelwert gebildet. An dieser Stelle wird empfohlen, 25 % der Werte auf beiden Seiten zu stutzen, so dass mit Sicherheit selbst dann präzise Verdrehwinkel berechnet werden können, wenn die Daten eines Messpunkts pro Körper unbrauchbar sind und somit $\frac{1}{4}$ der Ergebnisse nach oben oder unten ausreißt. Alternativ kann auch der Median (Zentralwert) der einzelnen Werte verwendet werden, was der maximal möglichen Stutzung entspricht (OOSTERHOFF 1994). Mittels der Gleichungen (6.29) bis (6.33) können auch für die Druckbelastung des Roboters (Übergang von Zustand a nach c) die Verdrehwinkel bestimmt werden, wodurch mit Hilfe der Gleichungen (6.16) und (6.17) (S. 83) die Steifigkeitsparameter für beide Belastungszustände bestimmt werden können. Selbst im Auslieferungszustand sind die Gelenkachsen der meisten Roboter nicht absolut spielfrei. Deshalb kommt es bei der beschriebenen Messung beim Übergang von der Zug- zur Druckbelastung zu einem systematischen Fehler, da das Spiel überwunden wird und in den Messwert eingeht. Der resultierende Fehler der Steifigkeitsparameter kann durch die Bildung des Mittelwertes aus Zug- und Drucksteifigkeiten reduziert werden. Die derart linearisierten Steifigkeitsparameter des verwendeten Roboters sind in *Tabelle 6.4* dargestellt. Für die Lager werden aufgrund des symmetrischen Aufbaus um beide Achsen identische Kippsteifigkeiten (c_α und c_β) angenommen. Dabei wird die Steifigkeit derjenigen Achse verwendet, welche bei der Messung mit einem höheren Drehmoment belastet war. Es ist davon auszugehen, dass dieser Wert aufgrund der größeren Auslenkung während der Messung mit einer geringeren Unsicherheit behaftet ist.

Tabelle 6.4: Identifizierte Steifigkeitsparameter des untersuchten Roboters

Gelenk	1	2	S	3	A	4	5	6
c_α in Nm/rad	$1,6 \cdot 10^7$	$1,3 \cdot 10^7$	$9,6 \cdot 10^6$	$7,4 \cdot 10^6$	$3,8 \cdot 10^6$	$3,2 \cdot 10^6$	$2,5 \cdot 10^6$	$2,2 \cdot 10^6$
c_β in Nm/rad	$1,6 \cdot 10^7$	$1,3 \cdot 10^7$	$4,3 \cdot 10^6$	$7,4 \cdot 10^6$	$2,7 \cdot 10^6$	$3,2 \cdot 10^6$	$2,5 \cdot 10^6$	$2,2 \cdot 10^6$
c_γ in Nm/rad	$5,8 \cdot 10^6$	$8,1 \cdot 10^6$	$1,1 \cdot 10^7$	$5,2 \cdot 10^6$	$1,3 \cdot 10^7$	$1,1 \cdot 10^6$	$1,2 \cdot 10^6$	$4,5 \cdot 10^5$

Die Gültigkeit dieser Parameter, und damit auch die Validität des beschriebenen Vorgehens zur Steifigkeits-Identifikation, wurden anschließend experimentell untersucht. Dies wird im nächsten Abschnitt beschrieben.

6.4 Validierung des Steifigkeitsmodells

Die Untersuchung der Gültigkeit des Steifigkeitsmodells erfolgte anhand einer Messreihe, bei welcher der Roboter in verschiedenen Messposen entlang der x-, y- und z- Richtung belastet wurde, während die Verlagerung am TCP mit Hilfe des in *Abschnitt 4.3.2 (S. 45)* verwendeten Lasertrackers erfasst wurde. Dabei kam bewusst eine andere Sensorik als bei der Identifikation der Steifigkeitsparameter zum Einsatz, um systematische Fehler, die durch das Messsystem bedingt sein könnten, auszuschließen. Jeder der durchgeführten Versuche konnte virtuell mittels des Steifigkeitsmodells nachgestellt werden, um die simulierten und die gemessenen Abdrängungen zu vergleichen. Bei der Planung der einzelnen Messungen wurde insbesondere darauf geachtet, dass die Erfüllung der in *Abschnitt 5.1 (S. 69)* definierten Anforderung bezüglich der Berücksichtigung der stellungsabhängigen Nachgiebigkeit des Roboters überprüft werden kann. Demnach wurden die Validierungsversuche an zwei unterschiedlichen Positionen im Arbeitsraum des Roboters (vgl. Arbeitsbereiche aus *Abbildung 4.7, S. 48*), und dort bei 13 unterschiedlichen TCP-Orientierungen durchgeführt. Für beide Messpositionen wurden alle drei Orientierungskoordinaten A , B und C ⁴⁹ einzeln in 15°-Schritten im Bereich von -30° bis 30° variiert. Eine Übersicht der Messposen für beide Arbeitsbereiche liefern *Abbildung A-2 (S. 172)* und *Abbildung A-3 (S. 173)* im Anhang. Zur Auslenkung des Roboters wurden der Pneumatik-Aktor, der Zug-Druck-Kraftsensor und der Belastungszyklus aus *Abschnitt 6.3.4 (S. 91)* verwendet. Dabei kam, wie *Abbildung 6.16* zeigt, eine Hilfskonstruktion zur Anbindung des Aktors in x-, y- und z-Richtung zum Einsatz.

⁴⁹ Innerhalb der verwendeten Robotersteuerung beschreiben A , B und C die Winkelkoordinaten um die z-, y- und x-Achse.

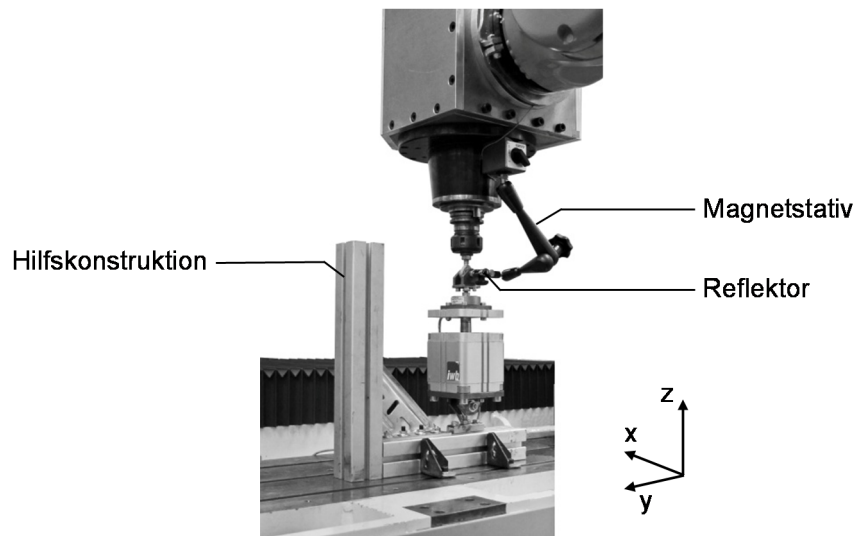


Abbildung 6.16: Messaufbau zur Durchführung der Validierungsmessungen in z-Richtung mit Hilfe des Lasertrackers (Messpose 1 z)

Der Reflektor des Lasertrackers konnte nicht direkt am TCP des Roboters angebracht werden, da sich dort der drehbare Gelenkkopf des Aktors befand. Aus diesem Grund wurde der Reflektor über ein Magnetstativ, welches am Spindelflansch befestigt wurde, unmittelbar neben dem TCP positioniert. Der daraus resultierende Fehler kann aufgrund der vorliegenden Hebelverhältnisse als minimal betrachtet werden⁵⁰.

Für alle Messungen wurden achsweise die Beträge der erfassten Auslenkung bei der Zug- und der Druckbelastung gemittelt, wobei für eine übersichtlichere Darstellung im Weiteren nur die direkten Verlagerungen, also jene in Anregungsrichtung, betrachtet werden. *Abbildung 6.17* zeigt eine Gegenüberstellung der gemessenen und simulierten direkten TCP-Abdrängungen für alle 13 Messposen in beiden Arbeitsraumpositionen⁵¹.

⁵⁰ Die Lage des Reflektors weicht nur in einer Koordinatenrichtung um ca. 20 mm von der Position des TCP ab. Der Abstand des TCP zu den Gelenken, aus denen der dominante Anteil der Verlagerung bei der Belastung des Roboters stammt, liegt in der Größenordnung von 1000 mm.

⁵¹ Die Messungen 9 x und 10 y konnten aufgrund von Überschneidungen des Werkzeughalters mit dem Zug-Druck-Kraftsensor nicht durchgeführt werden.

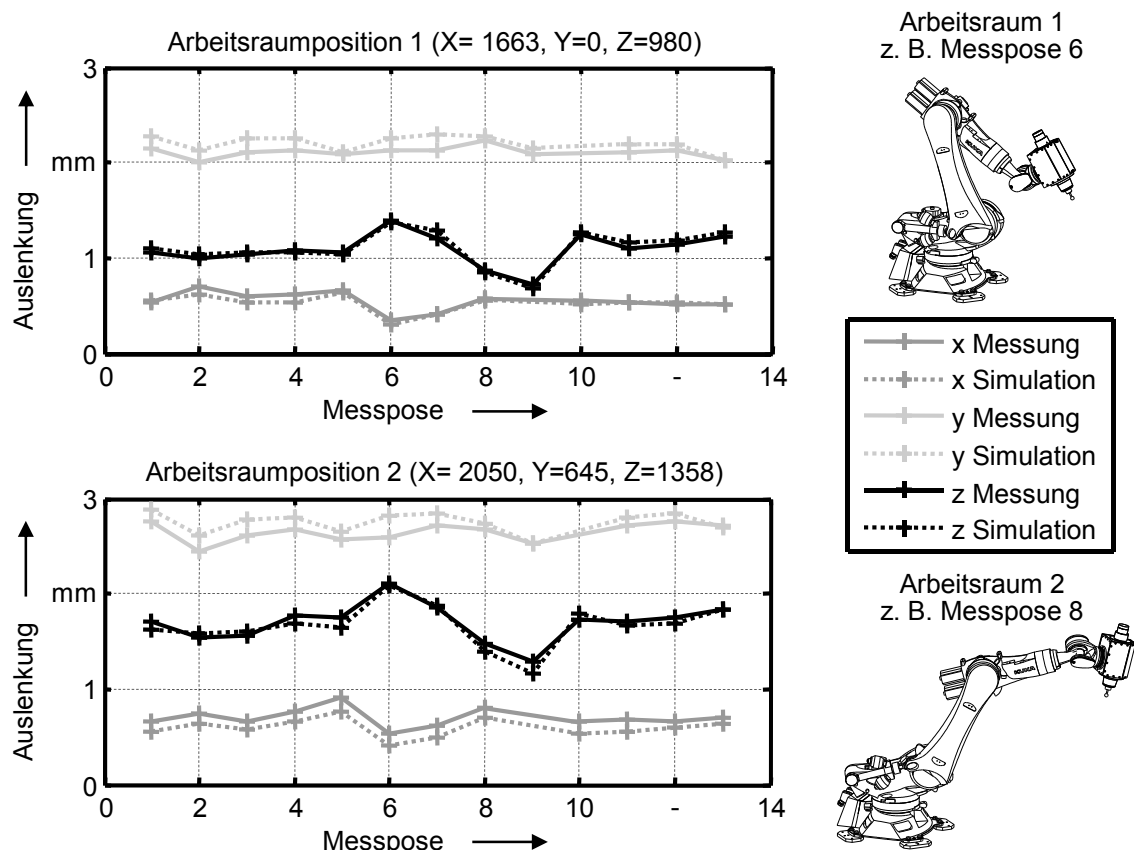


Abbildung 6.17: Simulativ und experimentell ermittelte direkte Abdrängungen des TCP bei 13 Messposen für die Arbeitsraumpositionen 1 und 2

Die mit Hilfe des Simulationsmodells berechneten Abdrängungen stimmen qualitativ und quantitativ sehr gut mit den experimentell ermittelten Werten überein. Die mittlere Abweichung der Simulationsergebnisse gegenüber den gemessenen direkten Verlagerungen in allen drei Raumrichtungen beträgt 4,5 bzw. 7,9 % für die Arbeitsraumposition 1 bzw. 2 (die maximalen Abweichungen belaufen sich auf 12,8 bzw. 20,4 %). Somit kann festgehalten werden, dass das in *Abschnitt 6.2* (S. 73) entwickelte Steifigkeitsmodell und die in *Abschnitt 6.3* (S. 84) vorgestellte Methode zur Identifikation der Steifigkeitsparameter geeignet sind, um die kraftbedingten, stellungsabhängigen Verlagerungen des Roboters zu prognostizieren.

6.5 Regler zur Abdrängungskompensation

6.5.1 Anforderungen an den Regler

Um auf Basis des vorgestellten Steifigkeitsmodells eine bestmögliche Reduktion der kraftbedingten Verlagerungen zu erwirken, sind an die modellbasierte Positionsregelung zwei wesentliche Anforderungen zu stellen:

Anforderung 1: Stabilität

Der Regler darf die Lagesollwerte der Roboter-Steuerung nicht derart verändern, dass es zu einer Schwingungsanregung des Systems kommt. Dies hätte durch die Rückkopplung über den Fräsprozess einen exponentiellen Anstieg der Schwingungsamplitude zur Folge, was zur Schädigung des Werkstücks, des Werkzeugs, der Spindel und sogar des Roboters führen könnte. Eine weitere Schwingungsanregung durch den Regler muss auch dann vermieden werden, wenn der Bearbeitungsprozess instabil ist, also die Bearbeitungskräfte, welche als Eingangsgrößen für den Regler dienen, durch die Modulation der Spannungsdicke harmonischen Schwankungen unterliegen.

Anforderung 2: Hohe Reaktionsgeschwindigkeit

Bereits bei der Modellierung des Nachgiebigkeitsverhaltens des Roboters wurde besonderer Wert auf eine geringe Rechenzeit des Steifigkeitsmodells gelegt, so dass möglichst schnell auf eine Änderung der Bearbeitungskraft reagiert werden kann. Um die Leistungsfähigkeit des Modells umzusetzen, müssen Totzeiten auch bei der Gestaltung des Reglers nach Möglichkeit vermieden werden. Diese Forderung steht im Widerspruch zu Anforderung 1, da in der Signalverarbeitung zur Verringerung von Schwingungen i. d. R. Filter eingesetzt werden. Diese führen allerdings zu einer Phasenverschiebung und somit zu einer Verringerung der Reaktionszeit.

6.5.2 Struktur des Reglers

In *Abschnitt 2.3.4.3 (S. 24)* wurde bereits das Prinzip der modellbasierten Positionsregelung erläutert. Im Folgenden wird die Grundstruktur des verwendeten Reglers, welche in *Abbildung 6.18* dargestellt ist und im Rahmen der vorliegenden Arbeit realisiert wurde, mit allen beteiligten Komponenten näher ausgeführt.

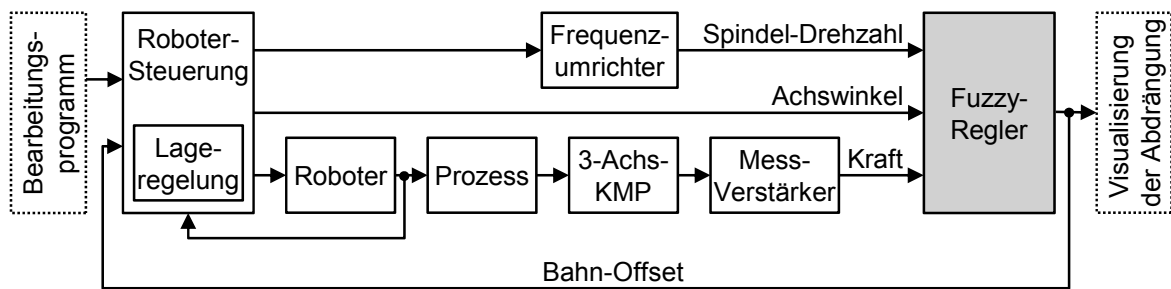


Abbildung 6.18: Grundstruktur der umgesetzten modellbasierten Positionsregelung

Auf der Robotersteuerung wird ein konventionelles Bearbeitungsprogramm ausgeführt, auf dessen Basis die Bewegungen der einzelnen Achsen geregelt werden. Die in Folge des Fräsprozesses resultierenden Schnittkräfte werden von einer 3-Achs-KMP vom *Typ Kistler 9257A* in allen drei translatorischen Raumrichtungen erfasst und durch drei Messverstärker vom *Typ Kistler 5011* in Form von spannungsproportionalen Analogsignalen an einen sogenannten Fuzzy-Regler, dessen Funktionsweise später beschrieben wird, übergeben. Als weiteres analoges Eingangssignal des Reglers dient der Ist-Wert der Spindeldrehzahl, welcher vom Frequenzumrichter übermittelt wird (die Soll-Drehzahl der Spindel wird von der Robotersteuerung vorgegeben). Die Achswinkel des Roboters bilden die dritte Eingangsgröße des Reglers, dessen einziger Ausgang aus einem dreiachsigen Offset-Wert besteht, welcher visualisiert werden kann und an die Robotersteuerung zur Veränderung der Lagesollwerte übertragen wird.

Der Fuzzy-Regler wird auf einem handelsüblichen PC ausgeführt, auf dem das Echtzeit-Betriebssystem *QNX[®] Neutrino[®] RTOS* und die Simulationssoftware *RT-Lab* der *Opal-RT Technologies Inc.* installiert sind. Der PC, welcher auch als Target-Rechner bezeichnet wird, verfügt über eine Datenerfassungskarte von *Typ National Instruments PCI 6052E*, so dass über eine Anschlussbox vom *Typ National Instruments BNC 2111* analoge Signale (1 x Spindel-Drehzahl und 3 x Kraft) eingelesen werden können. Die Kommunikation mit der Robotersteuerung erfolgt über eine UDP(User-Datagram-Protocol)-Verbindung auf Basis des bereits erwähnten RSI-Technologiepakets, wodurch die Achswinkel des Roboters und die Bahn-Offset-Werte in einem Takt von 4 ms ausgetauscht werden können. Die Implementierung der Regelalgorithmen erfolgt in *Matlab/Simulink[®]* auf einem zweiten PC, dem Host-Rechner, der auch zum Kompilieren der Simulink-Modelle in echtzeitfähigen C-Code dient. Über eine TCP/IP(Transmission Control Protocol/Internet Protocol)-Verbindung kann der generierte C-Code auf den Target-Rechner übertragen werden, wo er mit definierter Taktzeit ausgeführt wird.

Die Idee hinter dem Regler besteht darin, abhängig vom Zustand des Bearbeitungsprozesses (z. B. stabil oder instabil) zwischen verschiedenen Regelungsstrategien zu wechseln. So soll beispielsweise bei einem stabilen Bearbeitungsprozess ein Regelgesetz mit möglichst geringer Totzeit aktiv sein, wohingegen beim Aufkommen von Schwingungen, sofern diese dem Mechanismus der Selbsterregung zuzuordnen sind, zu einem Regelalgorithmus gewechselt wird, bei dem durch den Einsatz von Filtern die Stabilität sichergestellt ist. Zusätzlich soll der Austritt des Fräasers aus dem Werkstück erkannt werden und eine Reaktion darauf mit maximaler Geschwindigkeit eingeleitet werden, um die in *Abbildung 4.16* (S. 57) dargestellte Konturverletzung so gering wie möglich zu halten. Die Umsetzung eines derartigen Verhaltens kann mittels eines Fuzzy-Reglers erfolgen, welcher nach dem in *Abbildung 6.19* dargestellten Schema arbeitet.

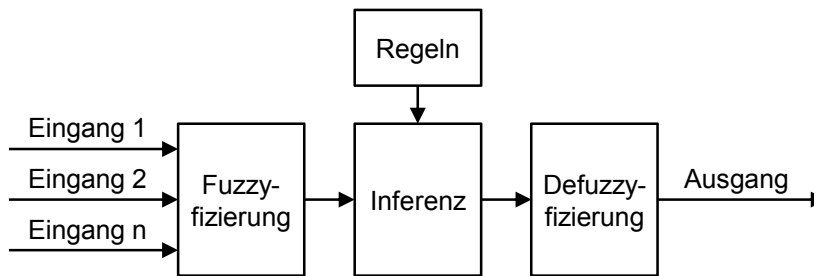


Abbildung 6.19: Grundschemata eines Fuzzy-Reglers (in Anlehnung an MANN ET AL. (2003))

Zunächst werden die physikalischen Eingangssignale des Systems erfasst und mit Hilfe von meist linguistischen Begriffen in Zugehörigkeitsfunktionen, die Fuzzy-Sets, eingeordnet (ZADEH 1965). Dieser Schritt wird als Fuzzifizierung bezeichnet. In der folgenden Inferenz wird auf Basis der Zugehörigkeit der Eingangssignale zu den einzelnen Fuzzy-Sets bewertet, inwiefern vorgegebene Regeln, welche in Form von Wenn-Dann-Beziehungen formuliert werden können, erfüllt werden. Die abschließende Defuzzifizierung bildet aus den Erfüllungsgraden der Regeln die Ausgangsgröße des Fuzzy-Reglers. Die einzelnen Schritte werden im weiteren Verlauf dieses Abschnitts anhand des umgesetzten Reglers detaillierter beschrieben. Da zur Abdrängungskompensation der notwendige Wechsel zwischen verschiedenen Regelungsstrategien über Wenn-Dann-Beziehungen sehr gut bewerkstelligt werden kann, ist für diesen Anwendungsfall ein Fuzzy-Regler besonders geeignet. Auch die Möglichkeit zur linguistischen Beschreibung der Zustände (z. B. Bearbeitungsprozess stabil) spricht für die Wahl dieser Art von Regelung.

Abbildung 6.20 zeigt den Aufbau des Fuzzy-Reglers zur Bestimmung des Vektors der TCP-Abdrängung $\delta \mathbf{t}$ auf Basis der Drehzahl n , des Vektors der gemessenen Bearbeitungskraft \mathbf{F} und des Vektors der Achswinkel \mathbf{A} .

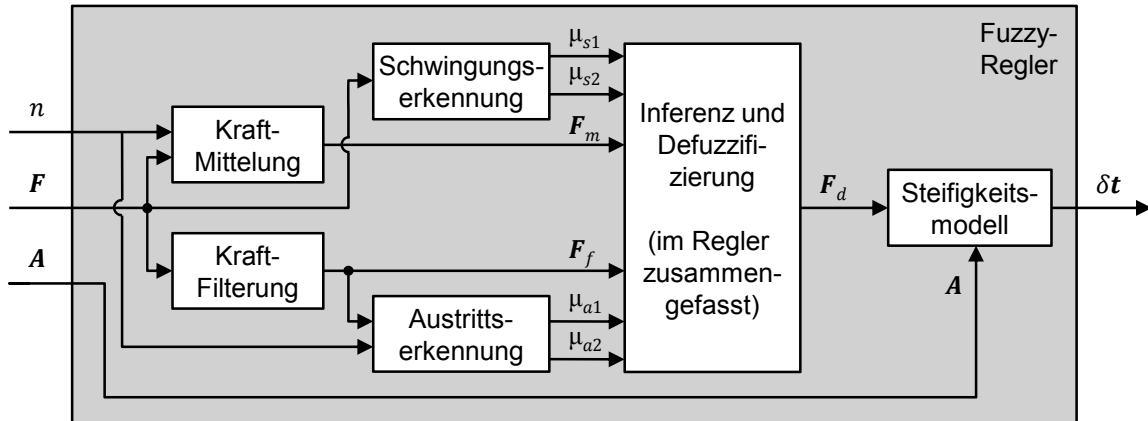


Abbildung 6.20: Aufbau des Fuzzy-Reglers zur Abdrängungskompensation

Zur Ermittlung des statischen Anteils der Zerspankräfte wird \mathbf{F} in zwei unabhängig voneinander arbeitenden Subsystemen gemittelt bzw. gefiltert. Abhängig vom Zustand des Bearbeitungsprozesses wird später entweder mit Hilfe der gemittelten oder der gefilterten Kraft (\mathbf{F}_m bzw. \mathbf{F}_f) durch den Einsatz des Steifigkeitsmodells die Abdrängung berechnet (Gleichung (6.19), S. 84). Hierzu findet in den Blöcken *Schwingungs-* bzw. *Austrittserkennung* die Fuzzifizierung statt, an deren Ausgang vier Zugehörigkeitsfunktionen μ_{s1} , μ_{s2} , μ_{a1} und μ_{a2} quantifizieren, ob eine Schwingung oder ein Fräser-Austritt vorliegt oder nicht. Abhängig von den Zugehörigkeitsfunktionen wird im Block *Inferenz und Defuzzifizierung* entsprechend den folgenden vier Regeln der Kraft-Ausgang \mathbf{F}_d (defuzzifizierte Kraft) gesetzt:

- Regel R_1 : Wenn das System nicht selbsterregt schwingt und kein Fräser-Austritt vorliegt, dann verwende die gemittelte Kraft (\mathbf{F}_m).
- Regel R_2 : Wenn das System selbsterregt schwingt und kein Fräser-Austritt vorliegt, dann verwende die gefilterte Kraft (\mathbf{F}_f).
- Regel R_3 : Wenn das System nicht selbsterregt schwingt und der Fräser austritt, dann setze die Kraft auf $\mathbf{0}$.
- Regel R_4 : Wenn das System selbsterregt schwingt und der Fräser austritt, dann verwende die gefilterte Kraft (\mathbf{F}_f).

Während eines stabilen Bearbeitungsprozess wird sich das System überwiegend in einem Zustand befinden, in dem Regel 1 zutreffend ist und somit eine schnellstmögliche Reaktion des Roboters auf eine Änderung der Prozesskräfte erfolgen sollte. Die zweite Regel stellt eine Art Sicherheitsfunktion dar, um das System beim

Aufkommen von Ratterschwingungen vor Schäden durch eine Instabilität des Reglers zu schützen. Dennoch wird bei einem derartigen Prozess die Fräserabdrängung kompensiert – wenn auch mit verringerter Reaktionsgeschwindigkeit –, um große Bahnabweichung zu vermeiden und somit das Ausschuss-Risiko zu reduzieren. Regel 3 tritt in Kraft, wenn das Werkzeug das Bauteil verlässt und dadurch die Prozesskraft auf 0 N abfällt. Da dieser Abfall sehr schnell erfolgt, ist es durch die Trägheit des Roboters nicht möglich eine Konturverletzung zu vermeiden. Aus diesem Grund wird sofort nach der Erkennung eines Fräser-Austritts die defuzzifizierte Kraft auf 0 N gesetzt. Auf diese Weise soll F_d der tatsächlichen Prozesskraft vorauslaufen, so dass trotz der unvermeidbaren steuerungsseitigen und mechanischen Totzeiten des Systems die Konturverletzung vermindert werden kann. Diese Funktion ist bei einem instabilen Bearbeitungsprozess nicht aktiv (Regel 4), da durch die Zerspankraftmodulation die Gefahr eines fälschlich erkannten, aber in Wahrheit nicht stattfindenden Fräser-Austritts zu groß ist. Da die Ausgangsgröße mit Hilfe eines funktionalen Zusammenhangs – dem Steifigkeitsmodell des Roboters – aus den Eingängen des Reglers gebildet wird, handelt es sich bei dem verwendeten Fuzzy-Regler um ein sogenanntes Takagi-Sugeno-System (TAKAGI & SUGENO 1985).

Die Funktionsweise der in *Abbildung 6.20* dargestellten Blöcke wird in den folgenden Abschnitten näher erläutert.

6.5.2.1 Mittelung und Filterung der Prozesskraft

Um den statischen Anteil der Prozesskräfte zu bestimmen, wird das gemessene Kraftsignal gemittelt bzw. einer Filterung unterzogen. Das primäre Ziel der Filterung ist es, sämtliche Schwingungen, die beispielsweise aufgrund von Rattern im Kraftsignal auftreten können und zu einem harmonisch oszillierenden Wert für δt führen würden, zu eliminieren. Dies kann durch ein Tiefpass-Filter erfolgen, dessen Grenzfrequenz anhand der niedrigsten zu erwartenden Ratterfrequenz auszulegen ist. Um die Zeitverzögerung im Durchlass-Bereich so gering wie möglich zu halten, sollten Filter mit geringer Ordnung verwendet werden (TIETZE & SCHENK 1993). Für das vorliegende System zeigte sich durch experimentelle Untersuchungen, dass auch bei einem Prozess mit niederfrequenten Ratterschwingungen eine ausreichende Filterwirkung durch ein PT1-Glied der Form $G(s) = \frac{1}{0,9s+1}$ erzielt werden kann.

Im Gegensatz dazu wird bei der Mittelung der Kraft davon ausgegangen, dass ein stabiler Bearbeitungsprozess vorliegt, so dass der Fokus auf einer möglichst schnellen Bestimmung des statischen Zerspankraft-Anteils liegt. Zur Veranschaulichung

der Gestalt eines Kraftsignals in diesem Zustand zeigt *Abbildung 6.21* beispielhaft die gemessene Schnittkraft bei der Bearbeitung von C45E mit einem dreischneidigen Werkzeug bei einer Drehzahl von 2000 U/min (Vollnutenschnitt, $D = 16$ mm, $a_p = 5$ mm, $f_z = 0,06$ mm).

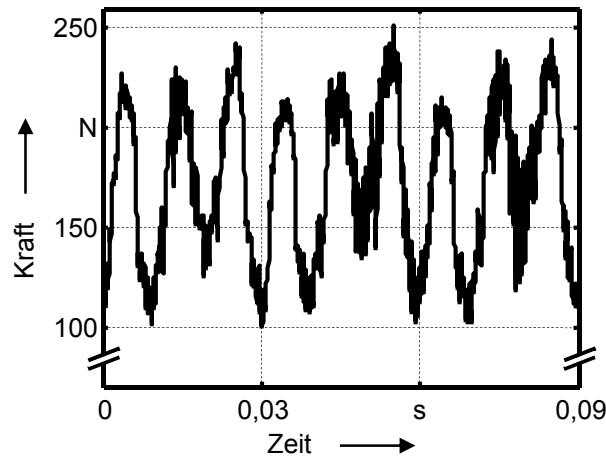


Abbildung 6.21: Gemessene Schnittkraft bei der Bearbeitung von C45E über eine Zeitdauer von 0,09 s (3 Umdrehungen der Spindel) bei einer Drehzahl von 2000 U/min (Abtastfrequenz: 50 kHz)

Neben hochfrequentem Rauschen ist im Signalverlauf ein wiederkehrendes Muster erkennbar. In dem Zeitraum einer Fräserumdrehung (0,03 s) treten drei Kraftimpulse mit steigender Amplitude auf, die von den einzelnen Schneiden verursacht werden. Bei der nächsten Umdrehung wiederholt sich diese Folge. Ein derartiger Signalverlauf ist charakteristisch für die Fräsbearbeitung und wird primär durch den Verlauf der Spanungsdicke über dem Eingriffsbogen, das Ein- und Austreten der Schneiden, den Rundlauf der Spindel sowie durch den Verschleißzustand und die Fertigungsungenauigkeit der einzelnen Schneiden des Werkzeugs verursacht. Somit stellt eine Mittelwertbildung über die Zeitdauer genau einer Fräserumdrehung die schnellstmögliche Methode zur Ermittlung der statischen Zerspankräfte dar. Eine Mittelung über einen geringfügig kürzeren oder längeren Zeitraum führt zu einem verfälschten Ergebnis, da entweder zu viele oder zu wenige Messwerte mit unterdurchschnittlicher Amplitude in das Ergebnis eingehen⁵². Eine Möglichkeit zur regelungsseitigen Umsetzung dieses Prinzips ist in *Abbildung 6.22* dargestellt.

⁵² Beispiel anhand des Kraftverlaufs aus *Abbildung 6.21*: $\bar{F}(0 : 0,03 \text{ s}) = 170,6 \text{ N}$; $\bar{F}(0 : 0,027 \text{ s}) = 175,0 \text{ N}$; $\bar{F}(0 : 0,033 \text{ s}) = 168,6 \text{ N}$. Dies führt zu einer vermeintlichen Oszillation der gemittelten Kraft.

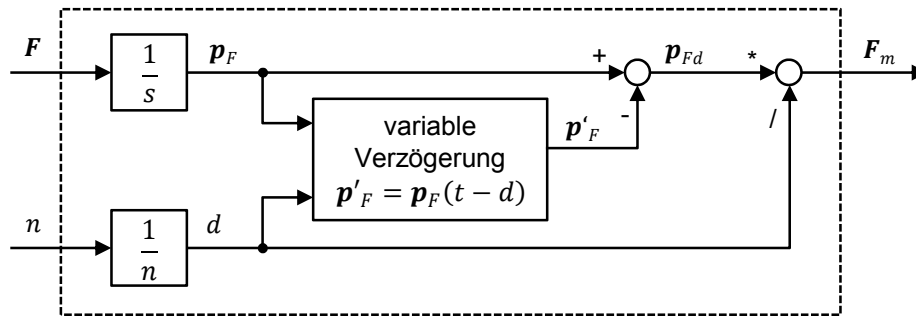


Abbildung 6.22: Blockschaltbild zur Mittelung der Bearbeitungskraft über die Zeitdauer von einer Fräserumdrehung

Mittels einer Integration von \mathbf{F} über der Zeit wird der Impuls \mathbf{p}_F der Schnittkraft (vom Start der Regelung bis zum aktuellen Zeitpunkt t) bestimmt. Durch die variable Zeitverzögerung wird der Impuls \mathbf{p}'_F , welcher bis zum Zeitpunkt $(t - d)$ vorlag, gespeichert. $(\mathbf{p}_F - \mathbf{p}'_F)$ liefert den Impuls \mathbf{p}_{Fd} der Prozesskraft, welcher im (zurückliegenden) Zeitraum d von den Prozesskräften geleistet wurde. Durch die Bildung des Quotienten aus \mathbf{p}_{Fd} und d resultiert die gemittelte Kraft \mathbf{F}_m . Um dadurch möglichst akkurate Werte für \mathbf{F}_m zu erhalten, muss dieser Teil des Reglers mit einer hohen Abtastfrequenz arbeiten. Das Abtasttheorem nach SHANNON (1949) besagt, dass die Frequenz, mit der ein zeitkontinuierliches Signal abgetastet wird, mindestens doppelt so hoch sein muss wie die größte im Signal vorkommende Frequenz, um bei der Digitalisierung keine Informationen zu verlieren. In diesem Fall sollte jedoch eine deutlich höhere Abtastfrequenz gewählt werden, um den Verlauf der Prozesskraft (vgl. *Abbildung 6.21*) mit hoher Genauigkeit abbilden zu können und den Zeitraum zur Kraftmittelung möglichst exakt einzuhalten. Die durchgeführten Fräsversuche haben gezeigt, dass die Kraftmittelung mit einer Taktfrequenz, welche der zehnfachen Schneideneintrittsfrequenz entspricht eine sehr gute Nachbildung der statischen Schnittkraft liefert.

Um die Zeitverzögerung der gemittelten und der gefilterten Kraft im Vergleich zu den Messwerten zu verdeutlichen, sind in *Abbildung 6.23* die Vorschubnormalkräfte der Vektoren \mathbf{F}_m , \mathbf{F}_f und \mathbf{F} bei einem Fräsprozess (Vollnutenschnitt, Werkstoff: EN AW-2007⁵³, $D = 12$ mm, $z = 3$, $a_p = 1,5$ mm, $n = 9300$ U/min, $f_z = 0,09$ mm) dargestellt. Der Zeitausschnitt gibt den Eintritt des Fräasers in das Bauteil wieder, wobei eine deutliche zeitliche Verzögerung des gefilterten Kraftsignals erkennbar wird. Das gemittelte Kraftsignal hingegen folgt den gemessenen Werten deutlich schneller.

⁵³ An dieser Stelle wurde der Zerspanungsversuch mit Aluminium durchgeführt, da hierbei im Vergleich zu Stahl-Werkstoffen höhere Drehzahlen und damit höhere Anforderungen an die präzise Mittelung der Prozesskraft vorliegen.

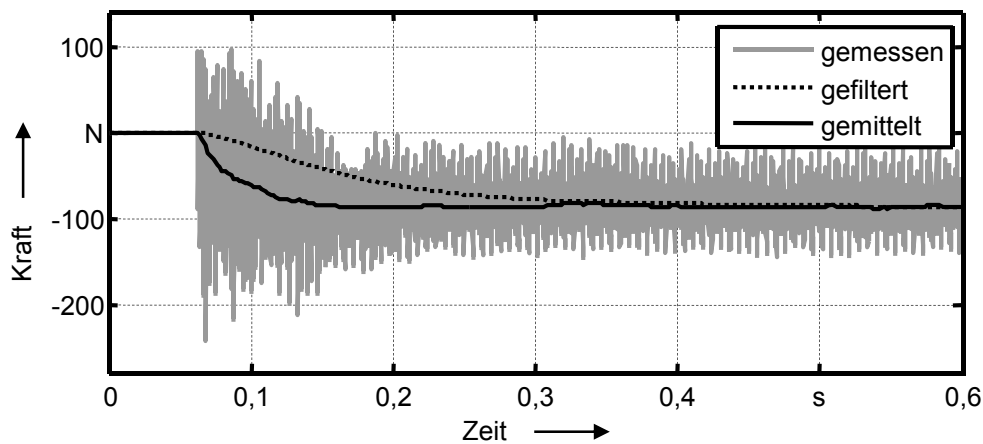


Abbildung 6.23: Signale der gemessenen, der gefilterten und der gemittelten Vorschubnormalkraft (Vollnutenschnitt, Werkstoff: EN AW-2007, $D = 12 \text{ mm}$, $z = 3$, $a_p = 1,5 \text{ mm}$, $n = 9300 \text{ U/min}$, $f_z = 0,09 \text{ mm}$, Taktfrequenz: 5 kHz)

6.5.2.2 Schwingungserkennung

Im Block *Schwingungserkennung* wird durch die Analyse des gemessenen Kraftsignals ermittelt, zu welchen Anteilen sich das System im Zustand *Schwingung* (s_1) bzw. *keine Schwingung* (s_2) befindet. Hierfür wird zunächst aus den einzelnen Komponenten der Bearbeitungskraft der Betrag F_B der Zerspankraft gebildet:

$$F_B = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (6.34)$$

Dadurch, dass alle drei Kraftkomponenten gleichermaßen in F_B eingehen, kann eine Schwingung, die sich in einer Zerspankraftvariation äußert, unabhängig von ihrer Richtung detektiert werden. Hierzu kann F_B einer FFT unterzogen werden und es kann die größte auftretende Überhöhung im Kraftspektrum, die keiner harmonischen der Spindeldrehzahl entspricht, bestimmt werden⁵⁴. Auf Basis der Amplitude A_s der größten Kraftüberhöhung kann das Fuzzy-Set der Schwingungserkennung gebildet werden, wie *Abbildung 6.24* zeigt. Bis zu einer Schwingungsamplitude von $A_s = 15 \text{ N}$ wird das System mit einem Zugehörigkeitsgrad $\mu_{s1} = 1$ dem Zustand s_1 (keine Schwingung) zugeordnet ($\mu_{s2} = 0$). Über einem Wert von $A_s = 30 \text{ N}$ ist eine 100 %-ige Zugehörigkeit zum Zustand s_2 (Schwingung) gegeben ($\mu_{s1} = 0$, $\mu_{s2} = 1$). Dazwischen, also beispielsweise bei $A_s = 22,5 \text{ N}$, sind beide Zustände teilweise aktiv ($\mu_{s1} = \mu_{s2} = 0,5$). Durch dieses Vorgehen können sowohl selbst- als auch fremd-

⁵⁴Im umgesetzten Regler wurde die FFT für den Zeitraum von $(t - 0,5 \text{ s})$ bis t durchgeführt und das resultierende Kraftspektrum bis zu einer Frequenz von 200 Hz betrachtet.

erregte Schwingungen erkannt werden, so lange ihre Frequenz nicht einem Vielfachen der Spindeldrehzahl entspricht.

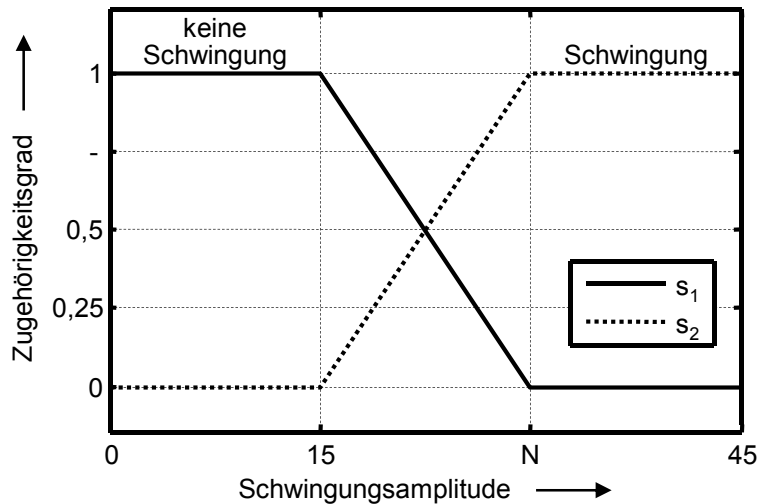


Abbildung 6.24: Fuzzy-Set der Schwingungserkennung

Die Grenzen bei 15 N und bei 30 N wurden experimentell bestimmt, indem verschiedene Bahnen bei einem stabilen, einem leicht instabilen und einem stark instabilen Prozess gefräst wurden und jeweils A_S berechnet wurde. Durch die hohe Rechenleistung, die zur Durchführung der FFT erforderlich ist, kann der Block *Schwingungserkennung* nur mit deutlich verringerter Taktfrequenz ausgeführt werden. Mit der verwendeten Hardware war eine Ausführung alle 0,1 s möglich. Eine höhere Taktfrequenz ist allerdings auch nicht erforderlich, da bis zur vollständigen Ausbildung einer Ratterschwingung ohnehin eine gewisse Zeit verstreicht, so dass das System auf jeden Fall schnell genug reagiert.

6.5.2.3 Austrittserkennung

Wie *Abbildung 6.20* (S. 109) zeigt, werden zur Erkennung des Fräser-Austritts das gefilterte Kraftsignal und die Spindeldrehzahl verwendet. Die Idee bezüglich der Austrittserkennung besteht in der Detektion des Abfalls der Bearbeitungskräfte, sobald eine Schneide des Werkzeugs das Bauteil in Vorschubrichtung verlässt. Zur Umsetzung wird in einem ersten Schritt nach *Gleichung (6.34)* der Betrag der Zerspanspankraft gebildet. Im Gegensatz zur Betrachtung der einzelnen Komponenten von \mathbf{F}_m bietet dies den Vorteil, dass sich F_B auch beim Fräsen von gekrümmten Bahnen, z. B. bei der Bearbeitung eines Kreises, nicht ändert (sofern die Eingriffsverhältnisse konstant bleiben). Im nächsten Schritt wird F_B zum Zeitpunkt $(t - d)$ nach dem Blockschaltbild aus *Abbildung 6.22* bestimmt. Die Änderung des Betrags der Zer-

spankraft während der letzten Fräserumdrehung $F_{Bd} = F_B(t - d) - F_B(t)$ wird zur Bildung des Fuzzy-Sets der Austrittserkennung verwendet. Bei diesem Fuzzy-Set gibt es keinen Übergangsbereich zwischen dem Zustand *kein Austritt* (a_1) und dem Zustand *Austritt* (a_2). Sobald F_{Bd} einen experimentell ermittelten Wert von 5 N erreicht, gilt $\mu_{a_1} = 0$ und $\mu_{a_2} = 1$ (Abbildung 6.25).

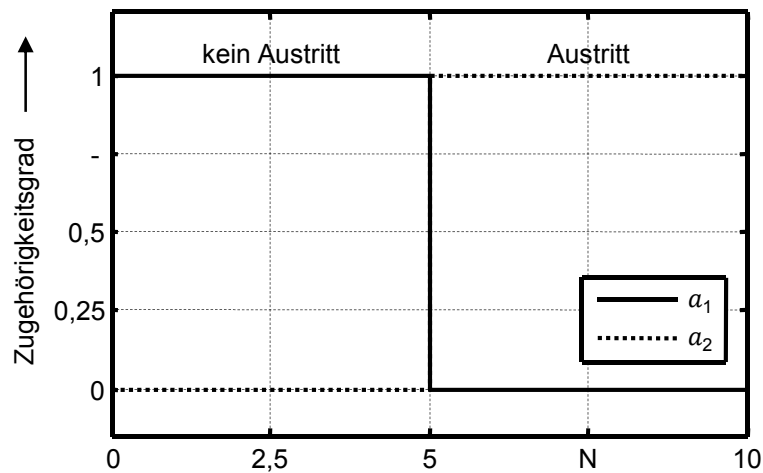


Abbildung 6.25: Fuzzy-Set der Austrittserkennung (Austritt des Fräasers aus dem Werkstück)

6.5.2.4 Inferenz und Defuzzifizierung

Aus den ermittelten Zugehörigkeitsgraden μ_{s_1} , μ_{s_2} , μ_{a_1} und μ_{a_2} können nun im Rahmen der Inferenz die Erfüllungsgrade μ_{R_1} bis μ_{R_4} der zuvor definierten Regeln gemäß *Tabelle 6.5* berechnet werden⁵⁵.

Tabelle 6.5: Berechnung der Erfüllungsgrade der definierten Fuzzy-Regeln

Regel	Beschreibung	Erfüllungsgrad
R_1	System schwingt nicht und kein Fräser-Austritt	$\mu_{R_1} = \mu_{s_1} \cdot \mu_{a_1}$
R_2	System schwingt und kein Fräser-Austritt	$\mu_{R_2} = \mu_{s_2} \cdot \mu_{a_1}$
R_3	System schwingt nicht und Fräser-Austritt	$\mu_{R_3} = \mu_{s_1} \cdot \mu_{a_2}$
R_4	System schwingt und Fräser-Austritt	$\mu_{R_4} = \mu_{s_2} \cdot \mu_{a_2}$

⁵⁵ Dabei wird das MAX-MIN-Inferenzschema verwendet, bei dem die Erfüllungsgrade der Regeln mit Hilfe des Minimum-Operators (und-Verknüpfung) und die resultierende Stellgröße mit Hilfe des Maximum-Operators (oder-Verknüpfung) gebildet werden (MANN ET AL. 2003).

Abschließend wird die defuzzifizierte Kraft \mathbf{F}_d , welche an das Steifigkeitsmodell übergeben wird, mittels der Schwerpunktmethod (STRIETZEL 1996) bestimmt:

$$\mathbf{F}_d = \mu_{R1} \cdot \mathbf{F}_m + \mu_{R2} \cdot \mathbf{F}_f + \mu_{R3} \cdot \mathbf{0} + \mu_{R4} \cdot \mathbf{F}_f \quad (6.35)$$

Um zu verhindern, dass $\delta \mathbf{d}$ beim Austritt des Fräsers schlagartig auf $\mathbf{0}$ gesetzt wird, was zu einer Stoßanregung des Roboters führen würde, können μ_{a1} und μ_{a2} über ein PT1-Glied mit niedriger Zeitkonstante an den Block zur Defuzzifizierung (Berechnung von Gleichung (7.3)) übergeben werden. Für das verwendete System wurde die Zeitkonstante bestimmt, indem über das RSI bei stehendem Roboter mittels PT1-Glied verzögerte Lagesollsprünge in y-Richtung von 1 mm an die Robotersteuerung übertragen wurden. Während dieses Vorgangs wurde die Bewegung des TCP mit einem induktiven Wegsensor erfasst und die Zeitkonstante des PT1-Gliedes so lange erhöht, bis gerade kein Überschwingen im Weg-Signal auftrat. Dies war bei $G(s) = \frac{1}{0,03s+1}$ der Fall.

6.5.3 Test des Fuzzy-Reglers

Zum Test des Fuzzy-Reglers wurden Fräsversuche durchgeführt, bei denen gezielt verschiedene Prozesszustände hervorgerufen wurden, um zu prüfen, ob die Kraft \mathbf{F}_d gemäß den definierten Regeln gebildet wird. In einem ersten Versuch wurde C45E mit einer Schnitttiefe von 2,0 mm bei einer Drehzahl von 3000 U/min (Vollnutenschnitt, $D = 16$ mm, $z = 3$, $f_z = 0,055$ mm) zerspant. Es ist aus Abschnitt 4.4.1 (S. 51) bekannt, dass bei diesen Parametern starkes Rattern auftritt, so dass kurz nach dem Eintritt des Fräsers in das Material die Schwingung erkannt und $\mathbf{F}_d = \mathbf{F}_f$ gesetzt werden müsste, um eine Schwingungsüberhöhung zu vermeiden. Abbildung 6.26 zeigt die gemessene und die defuzzifizierte Vorschubnormalkraft sowie den Zugehörigkeitsgrad des Zustands s_2 (Schwingung) beim Eintritt des Werkzeugs in das Werkstück. Die vorliegende Ratterschwingung wurde kurz nach dem Eintritt des Fräsers erkannt, woraufhin sofort von der gemittelten auf die gefilterte Kraft gewechselt wurde. Der Wechsel erfolgte, bevor es zum Anfachen der Schwingung kam. Obwohl auch im weiteren Verlauf des Prozesses starke Ratterschwingungen vorlagen, hatten diese keinen Einfluss auf die Regelung, da das Kraftsignal durch die Filterung geglättet wurde. Somit konnte nachgewiesen werden, dass der Regler in der Lage ist, Ratterschwingungen zu erkennen und dass selbst bei einem instabilen Bearbeitungsprozess die Stabilität der Regelung gewährleistet ist.

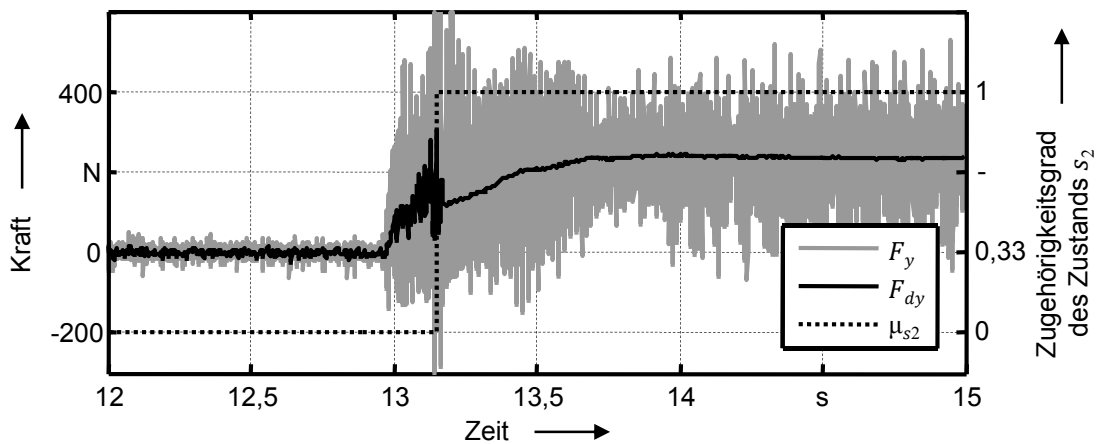


Abbildung 6.26: Verlauf der gemessenen und der defuzzifizierten Kraft sowie der Zugehörigkeitsgrad des Zustands s_2 (Schwingung) beim Eintritt des Fräasers in das Werkstück (instabiler Prozess)

In weiteren Fräsversuchen wurde die Reaktionsfähigkeit des Reglers bei stabilem Schnitt getestet, indem das gemäß *Abschnitt 4.4.2* (S. 58) gefertigte Bauteil mit aktiver Abdrängungskompensation gefräst wurde. Dabei wurde als Werkstoff EN AW-2007 verwendet, da bei diesem im Vergleich zu Stahl aufgrund der höheren Vorschubgeschwindigkeit größere Anforderungen an die Reaktionsfähigkeit des Reglers gestellt werden ($D = 12$ mm, $a_p = 5$ mm, $n = 8570$ U/min, $f_z = 0,1$ mm). Um zu quantifizieren, welchen Einfluss die Verwendung der gemittelten Kraft auf das Bearbeitungsergebnis hat, wurde der Versuch zusätzlich mit einer veränderten Reglerkonfiguration durchgeführt, bei der forciert das gefilterte Kraftsignal verwendet wird. Die resultierende Abdrängung in Vorschubnormalenrichtung an den bekannten 15 Messpunkten (vgl. *Abbildung 4.17*, S. 59) ist in *Abbildung 6.27* dargestellt.

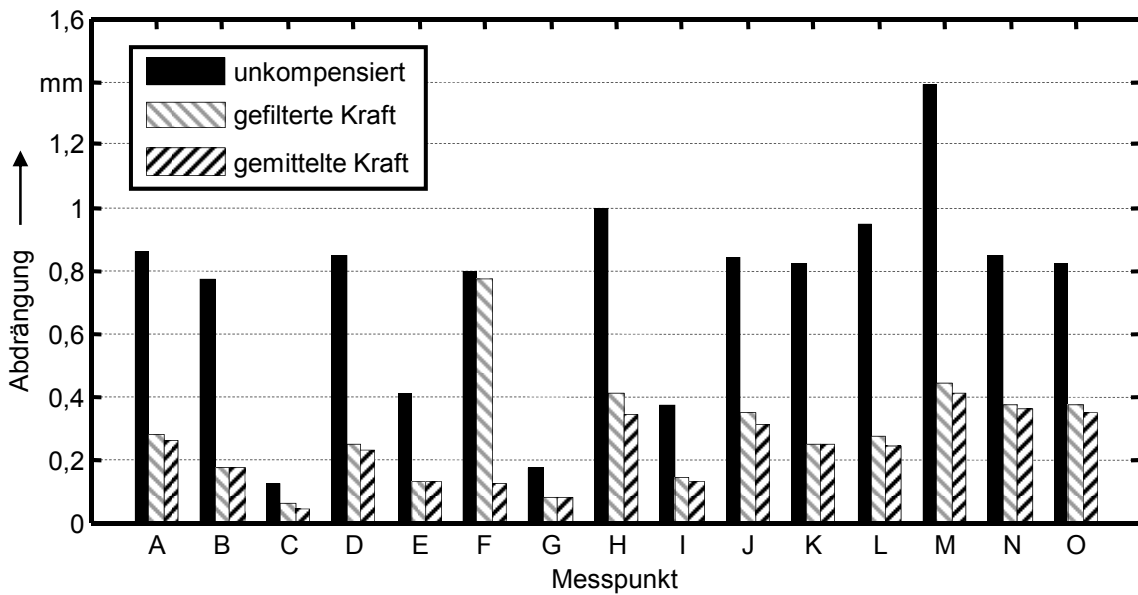


Abbildung 6.27: Fräserabdrängung an 15 Messpunkten bei der Bearbeitung praxisrelevanter Konturen mit aktiver Abdrängungskompensation ($a_p = 5 \text{ mm}$, $D = 12 \text{ mm}$, $f_z = 0,09 \text{ mm}$, $n = 9300 \text{ U/min}$, $z = 3$)

An den Messpunkten, bei denen eine veränderliche Prozesskraft vorliegt, ist durch den Einsatz der gemittelten Kraft eine z. T. deutliche Verbesserung des Bearbeitungsergebnisses zu verzeichnen. Dies ist insbesondere zu Beginn des Kreises (Messpunkt F) der Fall, da die Schnittkraft dort beim Anfahren (nach dem Eintauchen) binnen sehr kurzer Zeit ansteigt. Auf Basis der gefilterten Kraft kann an dieser Stelle nur eine geringfügige Reduktion der Abdrängung bewirkt werden. Im Mittel ist es durch den Einsatz des Reglers möglich, die kraftbedingte Abdrängung um ca. 70 % zu reduzieren.

Zuletzt wurde die Funktionsweise der Austrittserkennung getestet, indem lineare Nuten gefräst wurden und das Bearbeitungsergebnis am Ende der Bahnen untersucht wurde (Vollnutenschnitt, Werkstoff: EN AW-2007, $D = 12 \text{ mm}$, $z = 3$, $a_p = 6 \text{ mm}$, $n = 8570 \text{ U/min}$, $f_z = 0,1 \text{ mm}$). Wie *Abbildung 6.28* für die Vorschubnormalkraft am Bahnende zeigt, gelingt es durch die Erkennung des Austritts, dass die defuzzifizierte Kraft F_{dy} der gemittelten Schnittkraft F_{my} vorausseilt.

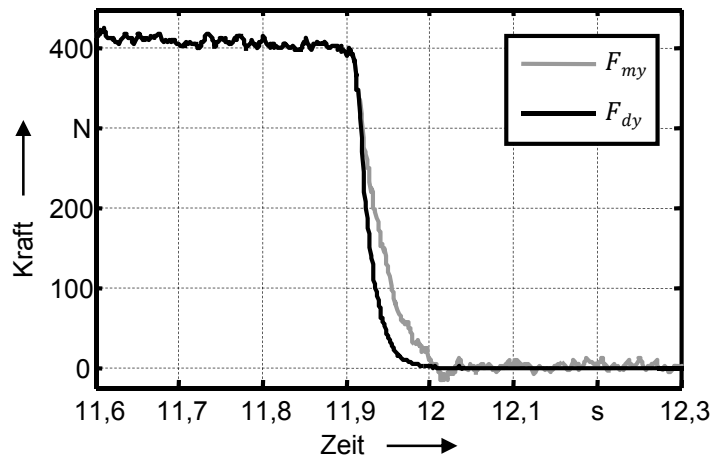


Abbildung 6.28: Verlauf der gemittelten und der defuzzifizierten Kraft am Ende der Bahn mit Austrittserkennung ($a_p = 6 \text{ mm}$, $D = 12 \text{ mm}$, $f_z = 0,1 \text{ mm}$, $n = 8570 \text{ U/min}$, $z = 3$)

Somit werden die Offset-Werte, welche an die Robotersteuerung übergeben werden, kontrolliert⁵⁶ auf $\mathbf{0}$ reduziert, sobald ein Fräser-Austritt erkannt wird. Auf diese Weise kann die Konturverletzung am Ende der Bahn von 1,1 mm auf 0,6 mm reduziert werden, wie die Mikroskopaufnahme der linken Kontur der gefrästen Bahn am Ende des Werkstücks verdeutlicht (Abbildung 6.29, rechts).

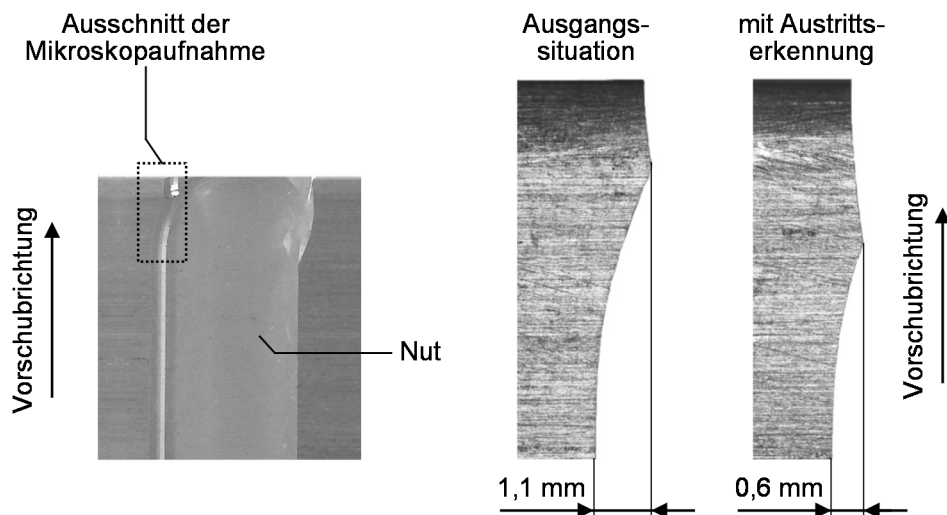


Abbildung 6.29: Draufsicht auf das Werkstück im Bereich des Fräser-Austritts (links) und Mikroskopaufnahme der Konturverletzung auf der linken Seite der gefrästen Bahn mit und ohne Austrittserkennung (rechts) ($a_p = 6 \text{ mm}$, $D = 12 \text{ mm}$, $f_z = 0,1 \text{ mm}$, $n = 8570 \text{ U/min}$, $z = 3$)

⁵⁶ Wie in Abschnitt 6.5.2.4 dargestellt, wird das Herabsetzen der Offset-Werte durch ein PT1-Glied verzögert, um eine Schwingungsanregung und eine schlagartige Belastung des Roboters zu vermeiden.

Der zeitliche Vorlauf und somit die Effektivität der Methode ist umso höher, je größer der Fräser-Durchmesser und je kleiner die Vorschubgeschwindigkeit gewählt werden. Falls für einen Bearbeitungsprozess auf diese Weise keine ausreichende Maßhaltigkeit des Werkstücks erreicht wird, kann an Stelle der Austrittserkennung kurz vor dem Austritt des Fräasers gezielt die Vorschubgeschwindigkeit reduziert werden. Dabei sollte der Verzögerungsvorgang langsam erfolgen, so dass die Reaktionszeit des Reglers ausreicht, um auf den Abfall der Bearbeitungskräfte zu reagieren. In *Abbildung 6.30 (links)* sind die Vorschubnormalkraft und die Position des TCP in x-Richtung am Ende der Bahn dargestellt. Dabei wurde die Vorschubgeschwindigkeit mit einer Verzögerung von $0,1 \text{ m/s}^2$ auf 20 % des ursprünglichen Wertes abgesenkt. Somit wird die wirkende Kraft bis zum Austritt des Fräasers bei der x-Position von 114 mm innerhalb von ca. 0,5 s auf einen deutlich geringen Wert reduziert. Der Austritt des Fräasers erfolgt dementsprechend sanfter. Wie *Abbildung 6.30 (rechts)* zeigt, kann dadurch eine deutliche Verminderung der Konturverletzung erreicht werden, wobei die Bearbeitungszeit durch das Abbremsen nur geringfügig ($< 1 \text{ s}$) verlängert wird.

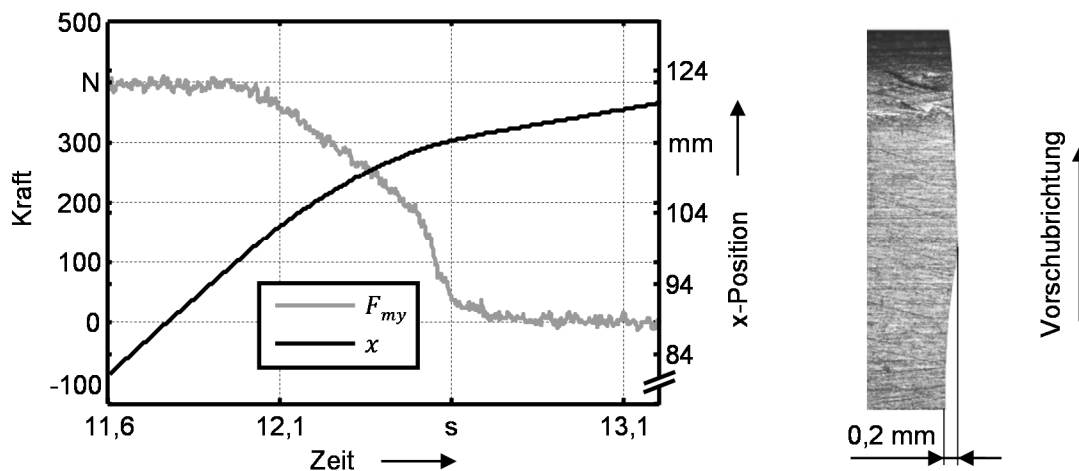


Abbildung 6.30: Verlauf der gemittelten Vorschubnormalkraft und der Position des TCP in x-Richtung bei der Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit (links) sowie Mikroskopaufnahme der Konturverletzung auf der linken Seite der gefrästen Bahn (rechts) ($a_p = 6 \text{ mm}$, $D = 12 \text{ mm}$, $f_z = 0,1 \text{ mm}$, $n = 8570 \text{ U/min}$, $z = 3$)

6.6 Fazit

In diesem Kapitel wurde die Methode zur modellbasierten Positionsregelung beschrieben. Zunächst erfolgte die Abbildung des Nachgiebigkeitsverhaltens der Roboterstruktur durch ein analytisches Modell, welches bei minimaler Totzeit für alle

Achsstellungen des Roboters gültig ist und die Elastizität der Getriebe, der Lager sowie der Schwinge und des Armes berücksichtigt. Die für das Modell erforderlichen Steifigkeitsparameter konnten durch die Identifikation und die Auswahl einer geeigneten Messkonfiguration auf Basis eines einzigen Belastungsversuchs ermittelt werden. Mit Hilfe des umgesetzten modellbasierten Fuzzy-Reglers konnte im Rahmen von Zerspanungsversuchen die Abdrängung des Fräsers um ca. 70 % reduziert werden, wobei eine Schwingungsüberwachung selbst bei auftretenden Ratterschwingungen die Stabilität der Regelung gewährleistet. Die Konturverletzung beim Fräser-Austritt konnte durch eine implementierte Austrittserkennung bzw. durch eine gezielte Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit am Bahnende deutlich verringert werden. Somit steht eine Methode zur wirtschaftlichen Reduktion der statischen Werkzeugabdrängung zur Verfügung (vgl. *Abschnitt 2.4, S. 32*). Im Folgenden wird der verbleibende Teil des identifizierten Handlungsbedarfs – die Untersuchung und die Vermeidung von Ratterschwingungen – fokussiert.

7 Wahl geeigneter Prozessparameter

7.1 Kapitelüberblick

In diesem Kapitel wird die Reduzierung der Ratterneigung des Roboters durch die Wahl geeigneter Prozessparameter beschrieben. Auf einen maschinenseitigen Eingriff, wie beispielsweise durch das Anbringen eines Hilfsmassendämpfers, sollte bewusst verzichtet werden, da dies zusätzliche Hardware und somit eine Erhöhung des Investitionskosten des Systems erfordern würde. Zunächst wurde das Bearbeitungsverhalten des verwendeten Systems durch die experimentelle Erstellung von Stabilitätskarten für unterschiedliche Werkstoffe systematisch analysiert. In den folgenden Abschnitten wird beschrieben, wie bestehende Methoden, die aus dem Bereich der spanenden Werkzeugmaschinen zur Steigerung der Grenzschnitttiefe bekannt sind, auf Fräsroboter übertragen werden können. Im Einzelnen werden die Ausnutzung der Drehzahlabhängigkeit des Stabilitätsverhaltens, der Einsatz von Werkzeugen mit ungleicher Teilung sowie die periodische Variation der Spindel-drehzahl untersucht.

7.2 Experimentelle Ermittlung von Stabilitätskarten

Wie in *Abschnitt 2.2.1.3 (S. 7)* dargestellt, kann das Ratter-Verhalten von Bearbeitungsmaschinen mit Hilfe sogenannter Stabilitätskarten beschrieben werden. Diese wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit auch zur Untersuchung des Fräsroboters eingesetzt, um Maßnahmen zur Erhöhung der Prozessstabilität abzuleiten. Zur Erstellung der Stabilitätskarten wurden Nuten in Stufenwerkstücke gefräst, so dass die Schnitttiefe in diskreten Schritten gesteigert wurde, wie *Abbildung 7.1* zeigt⁵⁷. Bei allen Versuchen wurde der Zahnvorschub f_z konstant gehalten und lediglich die Drehzahl variiert. Das Werkstück wurde über 6 Schrauben direkt auf der Nutenplatte des Bearbeitungstisches befestigt. Wie bei den Zerspanungsversuchen in *Abschnitt 4.4.1 (S. 51)* wurde am Spindelgehäuse des Roboters ein Mikrofon und am Flansch der Frässpindel ein 3-Achs-Beschleunigungssensor angebracht, um das Prozessgeräusch und die auftretenden Betriebsschwingungen erfassen zu können (vgl. *Abbildung 4.11, S. 54*). Die Messsignale wurden den einzelnen Stufen zugeordnet und in den Frequenzbereich transformiert, so dass mit Hilfe von Betriebsschwingungsspektren (vgl. *Abbildung 4.12, S. 54*) Ratterschwingungen und deren

⁵⁷ Es ist aufgrund der geringen Abmessungen des Werkstücks davon auszugehen, dass sich das dynamische Verhalten des Roboters im Rahmen der durchgeführten Experimente nur geringfügig verändert.

Frequenzen durch den sprunghaften Anstieg der Schwingungsamplituden eindeutig erkannt werden konnten.

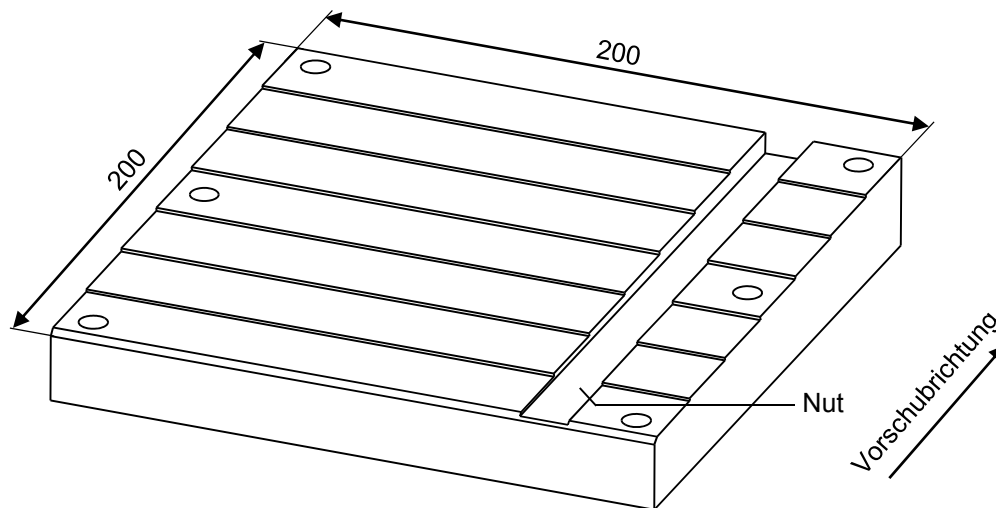


Abbildung 7.1: CAD-Modell eines gestuften Werkstücks mit 7 Stufen

Die Stabilitätsuntersuchungen wurden sowohl für den Vergütungsstahl C45E als auch für die Aluminium-Legierung EN AW-2007 durchgeführt, wobei unterschiedliche Fräser und Bearbeitungsparameter gemäß *Tabelle 7.1* zum Einsatz kamen⁵⁸.

Tabelle 7.1: Parameter der Stabilitätsuntersuchungen

Werkstoff	C45E	EN AW-2007
Fräser	HAM 434	SCM 270
D in mm	16	16
z	3 (gleichgeteilt)	3 (gleichgeteilt)
f_z in mm	0,055	0,1
Stufenhöhe in mm	0,333	1
n in U/min	1250 : 250 : 5000 ⁵⁹	6000 : 250 : 10000 ⁵⁹

Durch die relativ kleine Schrittweite der Drehzahl waren für jeden Werkstoff mehrere Prüfwerkstücke nötig, welche jeweils von einem größeren Halbzeug abge-

⁵⁸ Neben der Schnitttiefe und der Drehzahl existieren weitere Parameter, wie beispielsweise der Vorschub, die Schneiden-Geometrie oder die Beschichtung des Werkzeugs, die einen Einfluss auf die Stabilität des Bearbeitungsprozesses besitzen. Aufgrund des hohen experimentellen Aufwands konnten im Rahmen dieser Arbeit nicht alle Einflussfaktoren systematisch untersucht werden.

⁵⁹ "a : b : c" beschreibt die arithmetische Folge zwischen den Grenzen a und c mit der Schrittweite b.

schnitten wurden. Auf diese Weise konnte sichergestellt werden, dass sich die Versuchsbedingungen beim Werkstückwechsel nicht änderten. *Abbildung 7.2* zeigt die Stabilitätskarte für den Werkstoff C45E. Dabei sind über Marker die in den Versuchen ermittelten Schnitttiefen mit stabilem (○), instabilem (■) und grenzstabilem (◆) Schnitt gekennzeichnet.

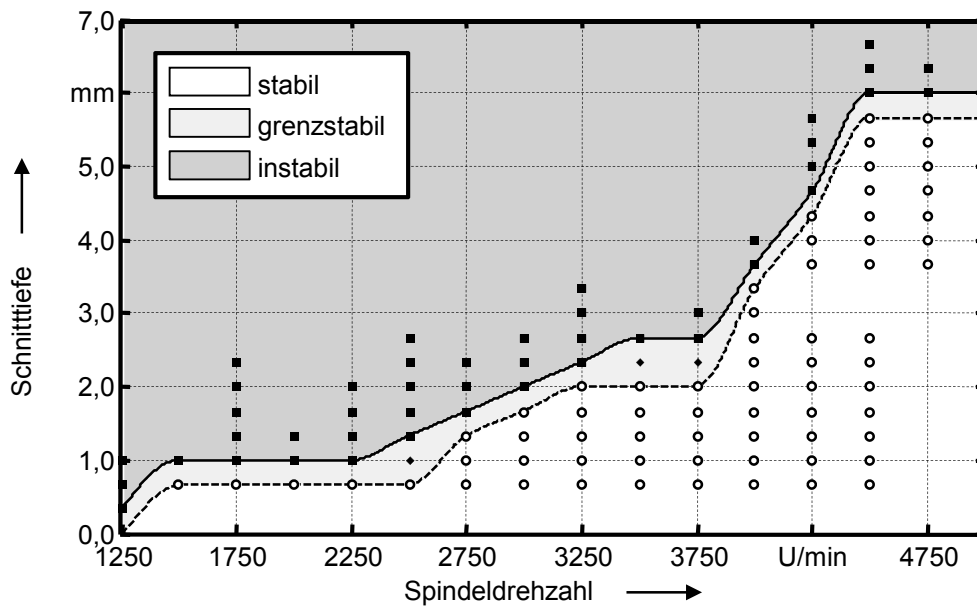


Abbildung 7.2: Experimentell ermittelte Stabilitätskarte für den Werkstoff C45E bei Nutzung des Roboters vom Typ KR 240 R2500 prime ($D = 16 \text{ mm}$, $f_z = 0,055 \text{ mm}$, $z = 3$ (gleichgeteilt))

Es ist ersichtlich, dass der Roboter bei geringer Spindeldrehzahl eine sehr hohe Ratterneigung aufweist. Im Drehzahlbereich von 2500 bis 3750 U/min ist eine Steigerung der Grenzschnitttiefe auf ca. 2 mm zu verzeichnen. Eine weitere Erhöhung der Drehzahl führt zu einer deutlichen Verbesserung der Grenzschnitttiefe bis auf nahezu 6 mm, wobei dort die Stabilität durch eine hörbare hochfrequente Schwingung des Fräasers begrenzt ist. In *Abbildung 7.3* sind für alle Drehzahlen die gemessenen Ratterfrequenzen dargestellt. Wie bereits bei den grundlegenden Zerspanungsuntersuchungen festgestellt wurde, treten bei einem instabilen Bearbeitungsprozess mehrere Ratterfrequenzen auf.

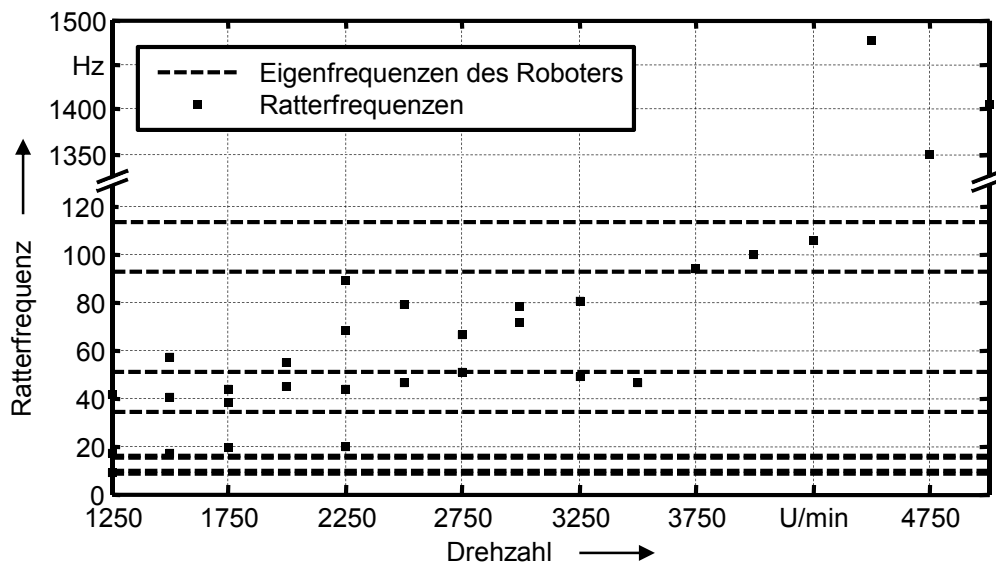


Abbildung 7.3: Ratterfrequenzen bei der Zerspanung von C45E bei Nutzung des Roboters vom Typ KR 240 R2500 prime ($D = 16 \text{ mm}$, $f_z = 0,055 \text{ mm}$, $z = 3$ (gleichgeteilt))

Die Abbildung verdeutlicht, dass eine Zuordnung der Ratterfrequenzen zu den in Abschnitt 4.5 (S. 60) ermittelten Eigenmoden des Roboters nicht eindeutig möglich ist. Dies ist darauf zurückzuführen, dass durch den Zerspanungsprozess der Roboter vorgespannt wird, was bei einer Struktur mit hoher Elastizität wie dem Industrieroboter zu großen, von der Eigenform abhängigen, Frequenzverschiebungen führt⁶⁰.

Dennoch kann anhand der Ratterfrequenzen das ermittelte Stabilitätsverhalten erklärt werden. Im Bereich niedriger Drehzahlen mit äußerst geringer Stabilität schwingt der Roboter sehr niederfrequent. Die dynamische Steifigkeit der ersten vier Eigenmoden ist deutlich geringer als die der folgenden Moden, so dass ein Bearbeitungsprozess, der die ersten vier Moden anregt, erwartungsgemäß schon bei geringer Schnitttiefe instabil wird. Ab einer Drehzahl von 2500 U/min steigt die Grenzschnitttiefe an, da keine niederfrequenten Schwingungen ($< 20 \text{ Hz}$) mehr angeregt werden und weniger Ratterfrequenzen vorliegen. Der letzte Anstieg der Prozessstabilität resultiert daraus, dass nur noch eine einzelne Ratterschwingung im Bereich von 100 Hz besteht. In diesem Frequenzbereich besitzt der Roboter eine dynamische Nachgiebigkeit, die mit der von Werkzeugmaschinen vergleichbar ist (BAUR 2014). Wie bereits erwähnt, beschränkt die hochfrequente Schwingung des Werkzeugs eine weitere Steigerung der Zustellung, was allerdings nicht durch das Strukturverhalten des Roboters bedingt wird. Es ist anzunehmen, dass aufgrund des

⁶⁰ Typische Robotergetriebe weisen im Bereich kleiner Lastmomente ein nichtlineares Steifigkeitsverhalten auf (THÜMMEL 2007).

strukturdynamischen Verhaltens des Roboters bereits bei 4500 U/min der absolut stabile Drehzahlbereich (der Roboterstruktur) beginnt, in dem kein regeneratives Rattern mehr auftreten kann.

Eine weitere Steigerung der Spindeldrehzahl war mit dem verwendeten Werkzeug allerdings nicht möglich, da die Schnittgeschwindigkeit mit den genannten Werten der Drehzahl bereits deutlich über den Empfehlungen des Herstellers lag. Aus diesem Grund wurde eine weitere Stabilitätskarte für die Bearbeitung von Aluminium erstellt. Wie *Tabelle 7.1* zeigt, wurde hierbei die Drehzahl von 6000 bis 10000 U/min variiert. Aufgrund der deutlich besseren Zerspanbarkeit von Aluminium⁶¹ konnten dabei Schnitttiefen von bis zu 18 mm realisiert werden, wobei ausschließlich hochfrequente Werkzeugschwingungen bei ca. 1400 Hz auftraten. Die folgenden Versuche wurden – auch wenn keine Ratterschwingungen beobachtet werden konnten – bei einer Schnitttiefe von 16 mm abgebrochen, um Schäden am Roboter aufgrund der hohen auftretenden Zerspankräfte zu vermeiden. Die Stabilitätskarte ist in *Abbildung 7.4* dargestellt. Da hier keine Strukturschwingungen des Roboters auftreten, kann davon ausgegangen werden, dass der letzte Anstieg der Grenzschnitttiefe in *Abbildung 7.2* den Beginn des absolut stabilen Drehzahlbereichs des Roboters markiert.

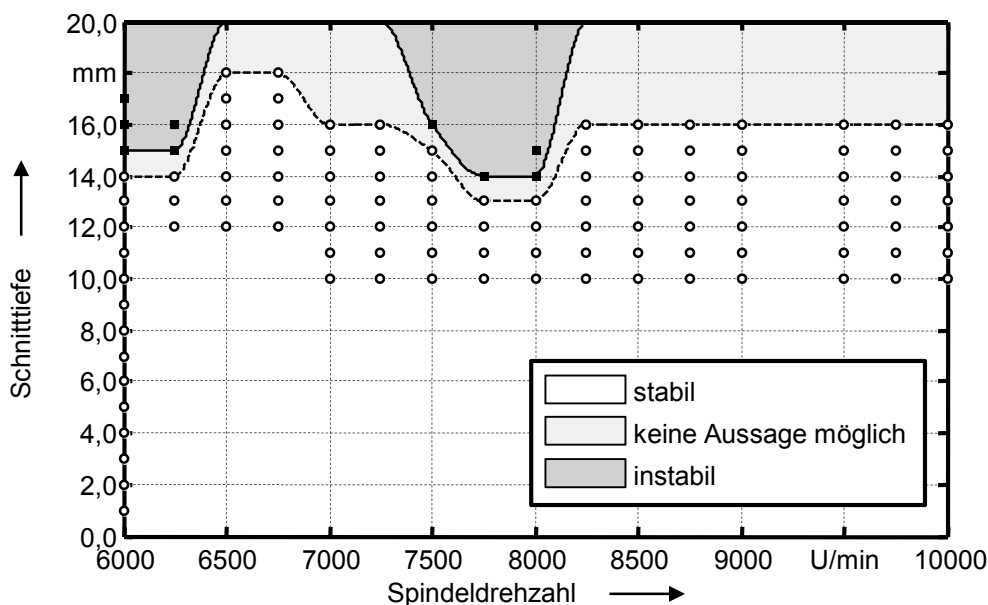


Abbildung 7.4: Experimentell ermittelte Stabilitätskarte für den Werkstoff EN AW-2007 und den Roboter vom Typ KR 240 R2500 prime ($D = 16 \text{ mm}$, $f_z = 0,1 \text{ mm}$, $z = 3$ (gleichgeteilt))

⁶¹ Der Hauptwert der spezifischen Schnittkraft von C45E liegt ca. um den Faktor 3 über dem von EN AW-2007.

Eine eindeutige Zuordnung der beobachteten selbsterregten Schwingungen zu den in *Abschnitt 2.2.1.3* (S. 7) beschriebenen Phänomenen der Lagekopplung und des Regenerativeffekts kann aufgrund der Vielzahl an auftretenden Ratterfrequenzen nicht getroffen werden. Ein klares Anzeichen für regeneratives Rattern liegt nach MILBERG (1992) vor, wenn eine sägezahnförmige Abhängigkeit der Ratterfrequenz von der Schneideneintrittsfrequenz (Drehzahl) besteht. Mit diesem Kriterium kann allerdings nur dann eine eindeutige Aussage getroffen werden, wenn das System ausschließlich eine dominante Eigenfrequenz besitzt. Im Falle des Fräsroboters würden sich überlagerte, sägezahnförmige Kurvenverläufe für alle Eigenfrequenzen ergeben. Praktisch können diese einzelnen Kurven alleine aufgrund ihrer Vielzahl nicht identifiziert werden. So können beispielsweise die in *Abbildung 7.3* dargestellten Ratterfrequenzen auf verschiedene Weise zu sägezahnförmigen Linienzügen verbunden werden. Zudem beinhaltet *Abbildung 7.3* nicht alle Ratterfrequenzen, da die experimentellen Untersuchungen abgebrochen werden mussten, sobald Instabilität vorlag, und nicht erst dann, wenn das System mit allen möglichen Frequenzen schwingt. Auch wenn nicht ausgeschlossen werden kann, dass insbesondere bei den niederfrequenten Ratterschwingungen auch das Phänomen der Lagekopplung auftritt, wird davon ausgegangen, dass das Bearbeitungsverhalten des Roboters primär durch den Mechanismus des wiederholten Einschneidens in eine zuvor erzeugte Welligkeit bestimmt ist. Somit werden im folgenden Abschnitt ausschließlich prozesseitige Maßnahmen zur Reduktion von regenerativem Rattern betrachtet.

7.3 Prozesseitige Maßnahmen zur Verringerung der Ratterneigung

7.3.1 Ausnutzung der Drehzahlabhängigkeit des Stabilitätsverhaltens

7.3.1.1 Grundlagen

Bei der Zerspanung mit konventionellen Werkzeugmaschinen kann die Drehzahlabhängigkeit des Stabilitätsverhaltens zur Steigerung der Grenzschnitttiefe genutzt werden. Eine typische Stabilitätskarte zeigt mit zunehmender Drehzahl einen mehrmaligen Wechsel zwischen lokalen Stabilitätsminima ("Rattersack", *Abbildung 2.5*, S. 9) und -maxima, gefolgt von einem absolut stabilen Drehzahlbereich, ab dem kein regeneratives Rattern mehr auftritt (vgl. *Abbildung 2.5*, S. 9). Somit kann die Stabilität der Zerspanung gesteigert werden, indem die Spindeldrehzahl bzw. die Schneideneintrittsfrequenz gezielt entsprechend

- der lokalen Stabilitätsmaxima oder
- des absolut stabilen Bereichs

gewählt wird.

7.3.1.2 Umsetzung

Die Stabilitätskarte des untersuchten Fräsroboters (*Abbildung 7.2, S. 125*) weist aufgrund der Vielzahl an Ratterfrequenzen keine ausgeprägten lokalen Stabilitätsmaxima auf, da sich die Rattersäcke der einzelnen Eigenfrequenzen überlagern. Die Methode der Drehzahlwahl entsprechend der lokalen Stabilitätsmaxima kann somit nicht eingesetzt werden. Dennoch ist es möglich, die Drehzahlabhängigkeit des Stabilitätsverhaltens zu nutzen, um geeignete Bearbeitungsparameter zu identifizieren, da mit steigender Drehzahl sukzessive für alle Eigenfrequenzen der absolut stabile Bereich erreicht wird. Eine Betrachtung der höchsten auftretenden Ratterfrequenz ermöglicht die Bestimmung des letzten Stabilitätsminimums und somit eine Abschätzung der Drehzahl, ab der kein regeneratives Rattern mehr auftreten wird.

Um diesen Sachverhalt besser zu verdeutlichen, ist in *Abbildung 7.5* eine analytisch ermittelte Stabilitätskarte für die Eigenfrequenz des verwendeten Roboters von 95 Hz dargestellt. Dieser Eigenfrequenz kann die höchste beobachtete Ratterfrequenz von 106 Hz zugeordnet werden (vgl. *Abbildung 7.3*). Die Stabilitätskarte wurde auf Basis von ALTINTAS & BUDAK (1995) mit Hilfe der Software *CutPro* simuliert. Dabei wurde das dynamische Maschinenverhalten ausschließlich in Vorschubnormalenrichtung berücksichtigt, da der Roboter im betrachteten Frequenzbereich in dieser Richtung die geringste Nachgiebigkeit besitzt (vgl. *Abbildung 4.24, S. 65*), und in Form eines Einmassenschwingers modelliert. Der Dämpfungsgrad und der Steifigkeitsparameter wurden anhand der experimentellen Modalanalyse aus *Abschnitt 4.5 (S. 60)* gewählt. Prozessseitig kamen die Einstellgrößen gemäß *Tabelle 7.1 (S. 124)* für C45E zum Einsatz, wobei das in *CutPro* integrierte Materialmodell von C45E verwendet wurde. Aufgrund der Ungenauigkeiten, die aus diesen verschiedenen Datenquellen herrühren, muss das Ergebnis primär qualitativ bewertet werden, wobei dennoch eine gute quantitative Übereinstimmung mit dem experimentell beobachteten Stabilitätsverhalten besteht. So kann der starke Anstieg der Grenzschnitttiefe in *Abbildung 7.2 (S. 125)* ab einer Drehzahl von 3750 U/min auch in der Simulation beobachtet werden.

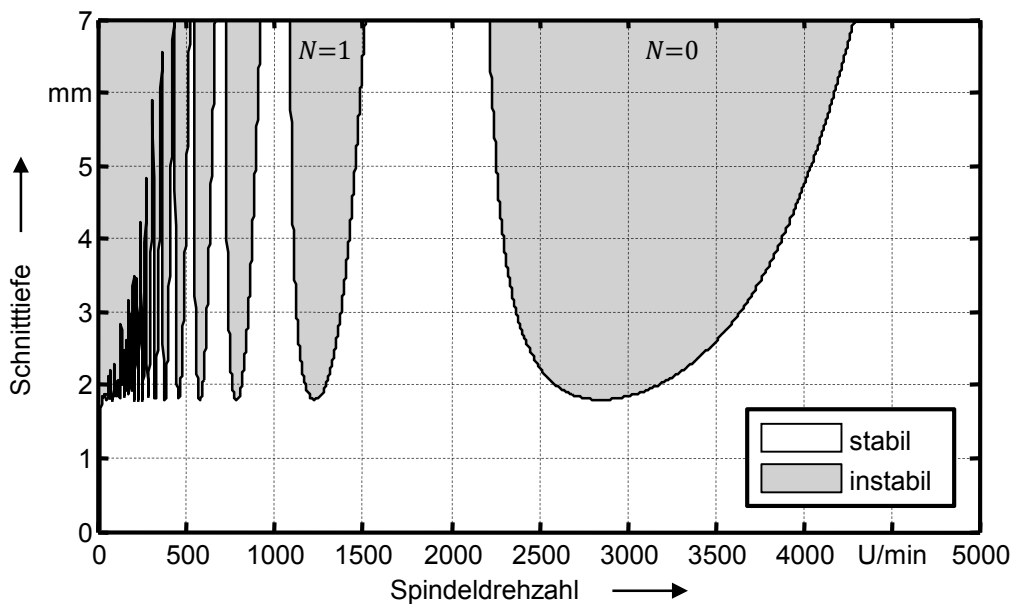


Abbildung 7.5: Analytisch berechnete Stabilitätskarte des Fräsroboters für die höchste der beobachteten Ratterfrequenzen (106 Hz)

Die analytische Bestimmung der Stabilitätskarte für die höchste der auftretenden Ratterfrequenzen ist also geeignet, um abzuschätzen, ab welcher Drehzahl keine regenerative Prozess-Instabilität mehr auftritt. Für den industriellen Einsatz ist dieses Vorgehen allerdings wenig praktikabel, da in der Regel keine Informationen bezüglich der dynamischen Steifigkeitsparameter der Maschine vorliegen. Aus diesem Grund wird im Folgenden ein praxistauglicher Ansatz zur Ermittlung geeigneter Spindeldrehzahlen entwickelt.

Der Zusammenhang zwischen der Drehzahl n und der Ratterfrequenz f_{ratter} bestimmt sich bei gegebener Anzahl an Schneiden des Werkzeugs z zu (SCHMITZ & SMITH 2009):

$$n = \frac{f_{ratter} \cdot 60}{z \cdot \left(N + \frac{\varepsilon}{2\pi}\right)} \quad N = 0,1,2, \dots \quad (7.1)$$

Dabei beschreibt N die ganzzahlige Anzahl an Wellen, die aufgrund der Struktur-schwingung zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zähnen des Fräsers auf das Werkstück aufgeschnitten werden. ε bezeichnet die Phasenlage zwischen der Schwingung des aktuellen und des vorangegangenen Zahns. Schwingen beide Schneiden phasengleich ($\varepsilon = 0$), besteht ein Stabilitätsmaximum, da es zu keiner Spannungsdickenmodulation kommt. Im vorliegenden Fall liegt das letzte lokale Stabilitätsmaximum ($f_{ratter} = 106$ Hz, $z = 3$, $N = 1$, $\varepsilon = 0$) bei einer Drehzahl von 2120 U/min. Das folgende Stabilitätsminimum liegt dann vor, wenn zwischen zwei

Schneiden keine volle Welle ($N = 0$) auf das Bauteil aufgeschnitten wird und eine Phasenbeziehung von $\varepsilon = \frac{3\pi}{2}$ besteht⁶². Dies ist unter den hier zugrunde liegenden Bedingungen bei einer Drehzahl von $n_{min} = 2827$ U/min der Fall, ab der die Stabilität des Prozesses zunächst langsam und später schneller ansteigt. Dabei ist das Anstiegsverhalten von den dynamischen Eigenschaften (Eigenfrequenz, Dämpfung und Steifigkeit) des Systems abhängig. Im vorliegenden Fall wurde anhand der Simulation ermittelt, dass eine Erhöhung der Drehzahl n_{min} um 70 % auf 4640 U/min eine Steigerung der Grenzschnitttiefe auf das 5,5-fache bewirkt. Oberhalb dieser Drehzahl trat bei den Bearbeitungsversuchen kein strukturseitiges Rattern mehr auf. Somit kann für Roboter mit vergleichbaren mechanischen Eigenschaften zur Vermeidung von strukturbedingten regenerativen Ratterschwingungen die Drehzahl anhand der folgenden Faustformel gewählt werden, wobei f_{ratter} der höchsten beobachtete Ratterfrequenz entspricht⁶³:

$$n > 1,7 \cdot \frac{f_{ratter} \cdot 60}{z \cdot \frac{3}{4}} \quad (7.2)$$

Die Drehzahl kann allerdings nicht bei allen Werkzeugen derart hoch gewählt werden, da im gleichen Maße die Schnittgeschwindigkeit ansteigt und die damit einhergehende thermische Werkzeug-Belastung zu starkem Werkzeugverschleiß führt (dies trifft auch für den verwendeten Fräser mit einem Durchmesser von $D = 16$ mm zu). Kann aus diesem Grund die Spindeldrehzahl nicht über den in *Gleichung (7.2)* ermittelten Wert erhöht werden, lässt sich durch den Einsatz von Werkzeugen mit einer höheren Anzahl an Schneiden derselbe Effekt erzielen, da dadurch wie bei der Steigerung der Spindeldrehzahl die Schneideneintrittsfrequenz erhöht bzw. der zeitliche Abstand des Einschneidens zweier aufeinander folgender Zähne reduziert wird. Um die Wirksamkeit dieses Ansatzes zu validieren, wurde eine Versuchsreihe durchgeführt, bei der die Vorschubgeschwindigkeit und die Drehzahl konstant gehalten wurden und Fräser der *MAPAL Dr. Kress KG* mit 3, 4 und 5 Schneiden zum Einsatz kamen. Da die Vorschubgeschwindigkeit nicht verändert wurde, lag bei jedem Werkzeug das identische Zeitspannvolumen vor. Für alle drei Fräser wurde mit dem Versuchsaufbau gemäß *Abschnitt 7.2 (S. 123)* das Stufenwerkstück aus C45E

⁶² Die Stabilitätsgrenze liegt nach dem Nyquist-Theorem dort, wo die Ortskurve der Maschinennachgiebigkeit den maximalen negativen Realteil besitzt. Bei einem Einmassenschwinger, der zur näherungsweise Beschreibung des Maschinenverhaltens verwendet werden kann, ist dies der Fall, wenn zwischen der Anregung und der Systemantwort eine Phasenverschiebung von 270° besteht (SCHMITZ & SMITH 2009).

⁶³ Die Formel ergibt sich aus *Gleichung (7.1)* mit $\varepsilon = \frac{3\pi}{2}$, wobei der Proportionalitätsfaktor auf Basis von Simulations- und Messergebnissen ermittelt wurde.

bei einer Drehzahl von 2250 U/min bearbeitet. *Tabelle 7.2* zeigt die Versuchsparameter sowie die jeweils realisierte Grenzschnitttiefe a_{cr} .

Tabelle 7.2: Parameter und realisierte Grenzschnittiefen der Fräsversuche zur Variation der Zähnezahl

Fräser	D in mm	z	f_z in mm	v_f in mm/min	n in U/min	a_{cr} in mm
M3033	16	3	0,055	371	2250	0,66
M3090	16	4	0,041	371	2250	2,33
M3046	16	5	0,033	371	2250	3,0

Mit steigender Anzahl an Schneiden steigt wie erwartet die Grenzschnitttiefe deutlich an. Der Zugewinn an Stabilität ist sogar größer als durch die Erhöhung der Spindeldrehzahl in *Abschnitt 7.2 (S. 123)*⁶⁴, was auf den niedrigeren Zahnvorschub und den damit reduzierten dynamischen Anteil der Zerspankräfte zurückzuführen ist.

Die Drehzahlabhängigkeit des Stabilitätsverhaltens kann also zur Erhöhung der Grenzschnitttiefe von roboterbasierten Fräsprozessen genutzt werden, wobei durch die Überlagerung der klassischen Rattersäcke nur durch die Bearbeitung im absolut stabilen Drehzahlbereich eine nennenswerte Reduzierung der Ratterneigung erzielt werden kann. Sofern eine Zerspanung bei diesen Drehzahlen aufgrund der resultierenden hohen Schnittgeschwindigkeiten nicht sinnvoll ist, kann durch die Verwendung von Werkzeugen mit höherer Zähnezahl ebenfalls eine signifikante Steigerung der Prozessstabilität erreicht werden.

7.3.2 Einsatz von Werkzeugen mit ungleicher Teilung

7.3.2.1 Grundlagen

Neben der Erhöhung der Zähnezahl kann die Ratterneigung werkzeugseitig auch durch den Einsatz von Fräsern mit ungleicher Teilung, also unterschiedlichen Winkeln zwischen den einzelnen Schneiden, verringert werden. Wie in *Abbildung 7.6* dargestellt, kann dabei zwischen der regelmäßigen und der unregelmäßigen Teilung

⁶⁴ Beim Werkzeug mit 5 Zähnen liegt die Schneideneintrittsfrequenz bei 2250 U/min bei 187,5 Hz. Dies entspricht einer Drehzahl von 3750 U/min mit einem dreischneidigen Fräser, wie er für *Abschnitt 7.2 (S. 123)* verwendet wurde. Dort wurde eine Grenzschnitttiefe von 2,0 mm realisiert.

lungsart (Ungleichteilung) unterschieden werden. Im Fall der unregelmäßigen Teilung wird in der Regel eine lineare Zunahme der Winkel gewählt.

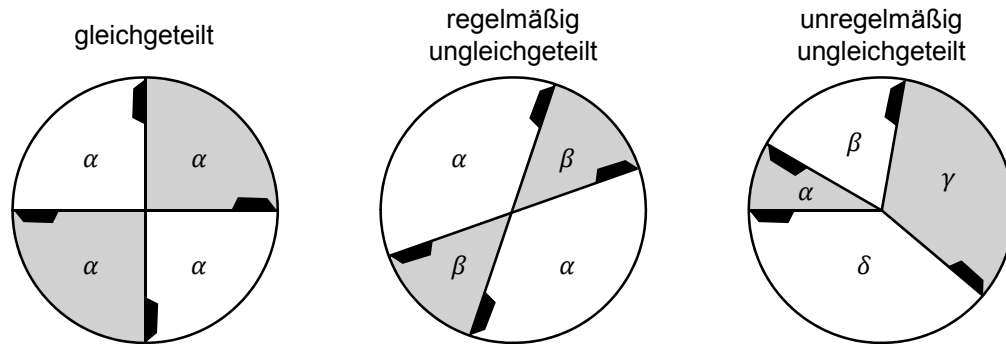


Abbildung 7.6: Teilungsarten bei Fräsern (in Anlehnung an WECK & BRECHER (2006B))

Dadurch wird der Mechanismus des regenerativen Ratterns gestört, da es durch die Phasenverschiebung des Schneideneintritts zu einer ständig variierenden Spannungsdickenmodulation kommt, so dass sich keine stationäre Ratterschwingung aufbauen kann (DREGGER 1966, BUDAK 2003A, WECK & BRECHER 2006B). Dieser Sachverhalt ist in *Abbildung 7.7* für einen Fräser mit vier Schneiden und linear ungleicher Teilung dargestellt. Aufgrund der Ratterfrequenz ist die Anzahl der Wellenzüge, die pro Schneide auf das Werkstück aufgeschnitten werden, festgelegt. Die resultierende Phasenverschiebung zwischen den einzelnen Schneiden ε_i hingegen kann bei definierter Drehzahl durch die Teilungswinkel P_i beeinflusst werden.

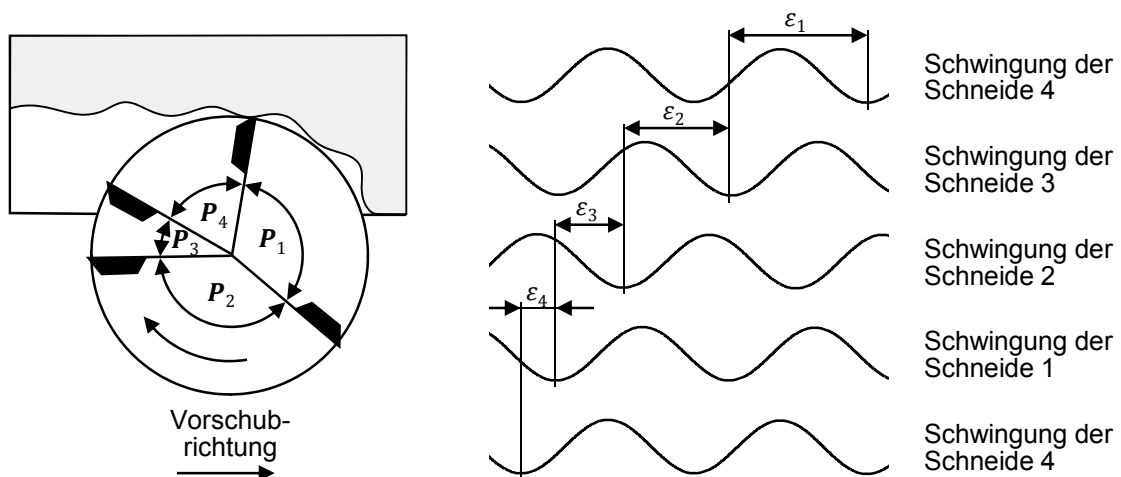


Abbildung 7.7: Exemplarische Darstellung der Phasenlage zwischen den Schwingungen der einzelnen Schneiden eines ungleichgeteilten Werkzeugs mit vier Schneiden (in Anlehnung an SUZUKI ET AL. (2012))

Somit muss die Werkzeugteilung (bei gegebener Zähnezahl z) auf die Winkelgeschwindigkeit Ω und die Kreisfrequenz der Ratterschwingung ω_r abgestimmt sein. BUDAK (2003A) zeigte, dass mit einem ungleichgeteilten Werkzeug eine signifikante Erhöhung der Grenzschnitttiefe erreicht wird, wenn für die Phasenunterschied zwischen den Schneiden $\Delta\varepsilon$ gilt:

$$0,5\pi < \Delta\varepsilon < 1,5\pi \quad (7.3)$$

Die beste Stabilisierungswirkung wird erzielt bei:

$$\Delta\varepsilon = k \frac{2\pi}{z} \quad (k = 1, 2, \dots, z - 1) \quad (7.4)$$

Auf Basis dieser optimalen Phasenverschiebung kann der lineare Anstiegswert der Teilung (*unregelmäßige Ungleichteilung*) zweier benachbarter Zähnepaare ΔP für regelmäßig ungleichgeteilte Werkzeuge wie folgt berechnet werden (BUDAK 2003A):

$$\begin{aligned} \Delta P &= \pi \frac{\Omega}{\omega_r} && \text{für } z \text{ gerade} \\ \Delta P &= \pi \frac{\Omega}{\omega_r} \frac{(z \pm 1)}{z} && \text{für } z \text{ ungerade} \end{aligned} \quad (7.5)$$

Der Startwert P_0 ergibt sich rein aufgrund der Tatsache, dass die Summe der Teilungswinkel eines Fräasers 360° beträgt:

$$P_0 = \frac{2\pi}{z} \frac{(z - 1)\Delta P}{2} \quad (7.6)$$

Somit können die einzelnen Winkel P_i berechnet werden:

$$P_i = P_0 + (i - 1)\Delta P \quad (i = 1, 2, \dots, z) \quad (7.7)$$

Wenn ein Werkzeug für einen bestimmten Prozess ausgelegt ist, kann auf Basis von *Gleichung (7.3)* abgeschätzt werden, in welchem Frequenzbereich eine stabilitätssteigernde Wirkung erzielt werden kann:

$$\frac{\Omega}{2\Delta P} \pi < \omega_r < \frac{3\Omega}{2\Delta P} \pi \quad (7.8)$$

Dies ist insbesondere dann von Interesse, wenn bei der Bearbeitung mehrere Ratterfrequenzen auftreten. Ist das der Fall, muss bei der Auslegung der Schneidenteilung zwischen einer möglichst guten Stabilisierungswirkung bei einzelnen Frequenzen und dem wirksamen Frequenzbereich abgewogen werden. Je größer die Abweichung einer Ratterfrequenz zu ω_r ist, desto geringer ist der Effekt, der durch die

Ungleichteilung erzielt wird. Demnach sollte ω_r einerseits nahe an der dominanten Ratterfrequenz liegen und andererseits so gewählt werden, dass alle relevanten Ratterfrequenzen innerhalb des nach *Gleichung (7.8)* definierten Frequenzbereichs liegen.

Bei *regelmäßiger Ungleichteilung* kann nach SUZUKI ET AL. (2012) regeneratives Rattern bei der Drehzahl n und der Ratterfrequenz f_{ratter} komplett unterdrückt werden, wenn für den Teilungsunterschied $\Delta\theta$ zwischen den Zahnepaaren gilt:

$$\Delta\theta = 2\pi \left(m + \frac{1}{2} \right) \frac{n}{60 \cdot f_{ratter}} \quad m = 0, 1, 2, \dots \quad (7.9)$$

Für den Fall des kleinsten möglichen Teilungsunterschieds ($m = 0$) entspricht dies der *Gleichung (7.5)*, da zur Schwingungsunterdrückung hinsichtlich der Phasenbeziehung zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zähnen unabhängig von der Art der Teilung dieselben Gesetzmäßigkeiten gelten müssen.

In BUDAK (2003B) und SUZUKI ET AL. (2012) konnten durch die beschriebene Auslegung der Werkzeugteilung anhand von mehreren Beispielen eine deutliche Steigerung der Prozessstabilität erreicht werden. Dabei lagen die Ratterfrequenzen im Bereich von mehreren hundert Hz. Wie *Abbildung 7.3 (S. 126)* verdeutlicht, liegen die Ratterschwingungen bei der roboterbasierten Fräsbearbeitung bei deutlich niedrigeren Frequenzen, was zu einem höheren Wert für ΔP führt. Zudem treten bei einem instabilen Prozess meist selbsterregte Schwingungen mit mehreren Frequenzen auf. Deshalb wurde geprüft, ob der Einsatz von Werkzeugen mit unregelmäßig ungleicher Teilung bei Fräsrobotern sinnvoll ist, indem für die Drehzahl von 2250 U/min ein Werkzeug nach der Methode von BUDAK (2003A) (unregelmäßige Ungleichteilung) und SUZUKI ET AL. (2012) (regelmäßige Ungleichteilung) ausgelegt wurde.

7.3.2.2 Umsetzung

Aus *Abschnitt 7.2 (S. 123)* ist bekannt, dass bei der Zerspanung von Stahl mit einem 3-schneidigen konventionellen Werkzeug und dem Fräsroboter bei einer Drehzahl von 2250 U/min eine dominante Ratterfrequenz von 44 Hz vorliegt. Damit ergibt sich auf Basis der *Gleichungen (7.5) bis (7.7)* für ein unregelmäßig ungleichgeteiltes Werkzeug mit drei Schneiden⁶⁵ eine Teilung von $[17,7^\circ, 120^\circ, 222,3^\circ]$. Nach *Gleichung (7.8)* ist durch das Werkzeug eine stabilisierende Wirkung von Ratterschwingungen im Frequenzbereich von 33 bis 99 Hz möglich. Demnach können

⁶⁵ Ein Werkzeug mit mehr Schneiden ist nicht umsetzbar. Bei einer Zahnzahl von $z = 4$ wäre nach den beschriebenen Formeln ein Wert für ΔP von $153,4^\circ$ erforderlich, womit rechnerisch kein linear ungleichgeteiltes Werkzeug möglich ist.

nicht alle gemessenen Ratterfrequenzen abgedeckt werden (vgl. *Abbildung 7.3, S. 126*). Ein weiteres Problem stellt der starke Unterschied der einzelnen Teilungswinkel dar. Durch diesen kommt es neben fertigungstechnischen Schwierigkeiten beim Schleifen der Werkzeug-Geometrie zwischen den Zähnen zu stark variierenden Spanungsdicken, was – verglichen mit dem konventionellen Werkzeug – kurzzeitig zu einer höheren Belastung des Fräasers und des Roboters führt. Es ist also unter den gegebenen Randbedingungen nicht möglich, ein Werkzeug mit einer linearen Zunahme der Teilungswinkel optimal auszulegen.

Für den betrachteten Prozess ($n = 2250$ U/min, $f_{ratter} = 44$ Hz) beträgt entsprechend *Gleichung (7.9)* für ein regelmäßig ungleichgeteiltes Werkzeug der kleinstmögliche Teilungsunterschied $\Delta\theta = 153,4^\circ$. Somit ergibt sich bei einem Werkzeug mit 4 Schneiden eine Teilung von $[13,3^\circ, 166,7^\circ, 13,3^\circ, 166,7^\circ]$. Auch mit diesem Werkzeug kommt es zu einer starken Schwankung der Spanungsdicke zwischen den Zähnen und zu fertigungstechnischen Schwierigkeiten aufgrund der kleinen Winkel.

Für den Einsatz des Roboters vom Typ *KR 240 R2500 prime* kann also kein Werkzeug mit ungleicher Teilung der Schneiden entworfen werden, das eine optimale Stabilisierungswirkung gemäß *Gleichung (7.4)* erzielt und bezüglich der Spanungsdickenschwankung zwischen den Zähnen adäquate Werte aufweist. Dennoch ist prinzipiell durch den Einsatz ungleichgeteilter Werkzeuge – auch wenn diese nicht optimal ausgelegt sind – eine Störung des regenerativen Rattermechanismus und somit eine Steigerung der Grenzschnitttiefe möglich. Um die Wirksamkeit eines standardmäßig erhältlichen, regelmäßig ungleichgeteilten Werkzeugs zu testen, wurde ein Zerspanungsversuch mit einem Fräser vom Typ *MAPAL M3078* ($D = 16$ mm), der 4 Schneiden mit einer Teilung von $[80^\circ, 100^\circ, 80^\circ, 100^\circ]$ besitzt, durchgeführt. Die Versuchsbedingungen wurden identisch zu denen aus *Tabelle 7.2* für den konventionellen Fräser *M3090* ($D = 16$ mm, $z = 4$, Teilungswinkel $[90^\circ, 90^\circ, 90^\circ, 90^\circ]$, $v_f = 371$ mm/min) gewählt. Es konnte eine Grenzschnitttiefe von $a_{cr} = 3,0$ mm erreicht werden, was 0,67 mm (29 %) über dem Wert des gleich geteilten Fräasers liegt. Diese Steigerung liegt erwartungsgemäß hinter den in der Literatur erzielten Ergebnissen zurück, bei denen durch den Einsatz von optimal ausgelegten Werkzeugen mit ungleicher Teilung eine um bis zu 5-fach höhere Schnitttiefe erreicht wurde bzw. Ratterschwingungen komplett unterdrückt werden konnten (BUDAK 2003B).

Werkzeuge mit ungleicher Teilung sind somit zur Verringerung der Ratterneigung von Fräse Robotern geeignet, wobei nicht die aus dem Bereich der spanenden Werkzeugmaschinen bekannten Ergebnisse erzielt werden können. Dies ist auf die nie-

derfrequenten Eigenmoden des Roboters zurückzuführen. Daraus resultieren bei der Werkzeug-Auslegung sehr große Teilungs- und somit Spannungsdickenunterschiede, so dass die aufwändige Herstellung und Verwendung dieser Fräser nicht sinnvoll ist. Durch den Einsatz von ungleichgeteilten Werkzeugen, die zum Standardprogramm der meisten Werkzeughersteller gehören, konnte im Fräsversuch dennoch eine deutliche Steigerung der Grenzschnitttiefe erzielt werden.

7.3.3 Periodische Spindeldrehzahlvariation

7.3.3.1 Grundlagen

Eine weitere Methode, welche auf die Störung des Mechanismus des Regenerativfekts abzielt, ist die periodische Spindeldrehzahlvariation (PDV, engl. SSV: Spindle Speed Variation). Dabei wird die Drehzahl während der Bearbeitung entweder sinus- oder dreiecksförmig variiert (*Abbildung 7.8*).

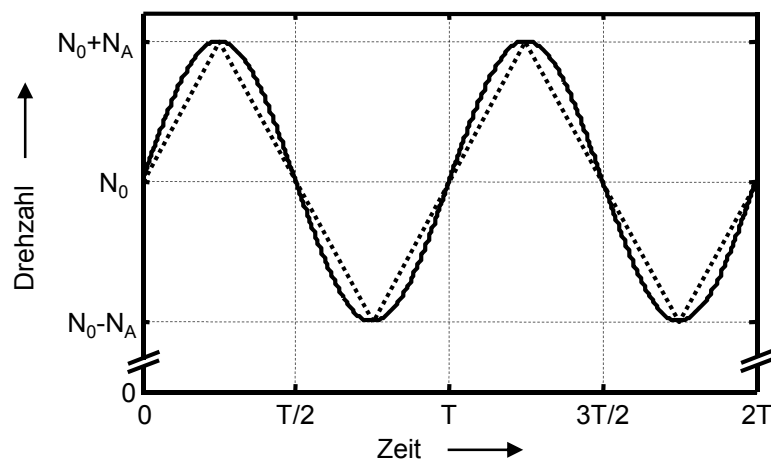


Abbildung 7.8: Sinus- oder dreiecksförmige Variation der Spindeldrehzahl (in Anlehnung an SEGUY ET AL. (2010))

Dadurch kommt es, ähnlich wie bei Werkzeugen mit ungleicher Teilung, zu einer Veränderung der Phasenbeziehung zwischen der bereits auf das Werkstück aufgeschnittenen Oberflächenwelle und der Schwingung der folgenden Schneide (GRAB 1976, RUSSAK 1983). Im Gegensatz zu *Abbildung 7.7* wird dadurch allerdings nicht nur die Phasenlage der einzelnen Schneiden-Schwingungen zueinander beeinflusst, sondern auch die Anzahl der auf das Werkstück aufgeschnittenen Wellenzüge variiert.

Die wesentlichen Parameter der periodischen Drehzahlvariation sind die Amplitude RVA und die Frequenz RVF , welche wie folgt definiert sind (vgl. *Abbildung 7.8*):

$$RVA = \frac{N_A}{N_0} \quad (7.10)$$

$$RVF = \frac{1}{N_0 \cdot T} = \frac{f}{N_0} \quad (7.11)$$

Wie bei der Auslegung der optimalen Werkzeug-Teilung ist die Wahl von RVA und RVF vom Bearbeitungsprozess, insbesondere von der Spindeldrehzahl und der Ratterfrequenz, abhängig. Aufgrund der veränderlichen Verhältnisse (Phasenlage der Schneiden-Schwingungen und Anzahl der aufgeschnittenen Wellenzüge) können die Parameter mit optimaler Stabilisierungswirkung nicht analytisch bestimmt werden.

7.3.3.2 Umsetzung

Um die Eignung der periodischen Spindeldrehzahlvariation für die Zerspanung mit Robotern zu prüfen, wurde der in *Abschnitt 7.3.2 (S. 132)* beschriebene Bearbeitungsversuch⁶⁶ mit PDV wiederholt. Hierzu musste zunächst für diesen Prozess bei den gegebenen dynamischen Eigenschaften des Roboters geeignete PDV-Parameter (RVA und RVF) auf Basis einer Fräsprozesssimulation im Zeitbereich (ALTINTAS 2012) bestimmt werden. In der Simulation unter dem Einsatz der Software *CutPro* wurde das dynamische Verhalten des Roboters in Vorschubnormalenrichtung durch einen Einmassenschwinger mit einer Eigenfrequenz von 44 Hz, einer Lehrschen Dämpfung von 3,5 % und einer Steifigkeit von $2 \cdot 10^6$ N/m abgebildet⁶⁷. Die Werkstoffeigenschaften wurden über das *CutPro*-interne Modell für C45E festgelegt. Mit Hilfe der Simulation kann die Spannungsdicke für eine Schneide des Fräasers bestimmt werden, auf deren Basis eine Aussage über die Stabilität des Prozesses getroffen werden kann. Wie *Abbildung 7.9* zeigt, ist der Prozess bis zu einer Schnitttiefe von $a_p = 0,6$ mm stabil, wohingegen bei $a_p = 0,7$ mm eine deutliche Spannungsdickenmodulation, also Rattern, zu erkennen ist.

⁶⁶ Vollnutenschnitt in C45E, Fräser *M3033*, $D = 16$ mm, $f_z = 0,055$ mm, $n = 2250$ U/min, $z = 3$

⁶⁷ Diese Werte wurden auf Basis der Modalanalyse aus *Abschnitt 4.5 (S. 61)* festgelegt.

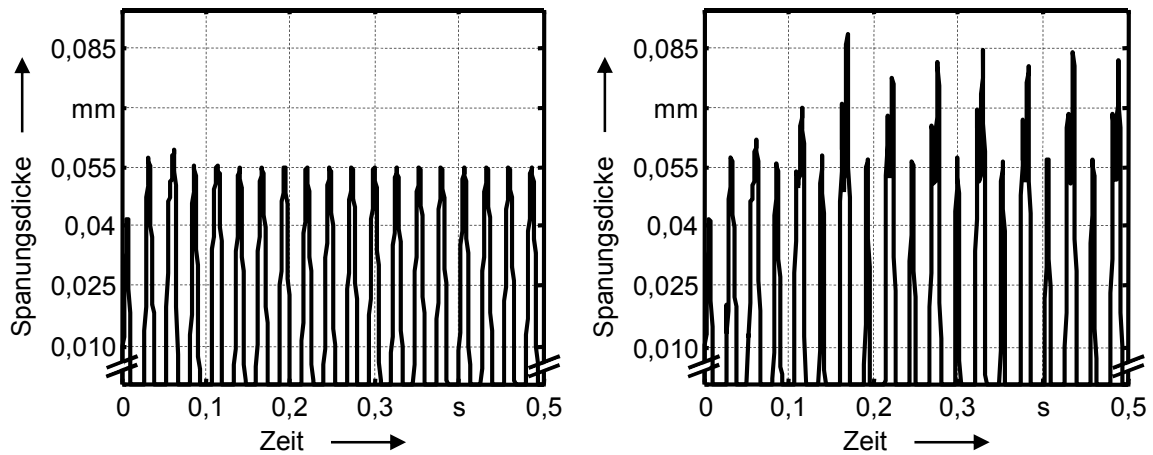


Abbildung 7.9: Simulativ ermittelte Spanungsdicke einer Schneide bei einer Schnitttiefe von $a_p = 0,6$ mm (links) und $a_p = 0,7$ mm (rechts) für den Roboter vom Typ KR 240 R2500 prime ($D = 16$ mm, $f_z = 0,055$ mm, $n = 2250$ U/min, $z = 3$)

Im Simulationsmodell kann die PDV aktiviert werden, indem die Spindeldrehzahl gemäß folgender Formel beschrieben wird:

$$n(t) = N_0 + A \sin(\omega t) + B \cos(\omega t) \quad (7.12)$$

In einem ersten Schritt wurden in einer Reihe von Simulationsläufen bei der Schnitttiefe von 0,7 mm die Faktoren A und ω ($B = 0$) so gewählt, dass RVF und RVA in Anlehnung an TOTIS ET AL. (2014) im Bereich von 5 : 5 : 30 % bzw. 5 : 5 : 20 % lagen. Dabei konnte der Prozess bei einer Vielzahl von PDV-Parametern stabilisiert werden. Um den Parametersatz mit der besten Stabilisierungswirkung zu identifizieren, wurden weitere Simulationen gemäß dem in Tabelle 7.3 dargestellten Versuchsplan, von dem ausgehend die PDV-Parameter und die Schnitttiefe systematisch variiert wurden, durchgeführt.

Tabelle 7.3: Versuchsplan der einzelnen Simulationsläufe zur Ermittlung der PDV-Parameter mit der besten Stabilisierungswirkung

a_p in mm	RVF	RVA	Resultat
0,7	0,05 : 0,05 : 0,3	0,05 : 0,05 : 0,2	gute Stabilisierungswirkung
0,8	0,05 : 0,05 : 0,3	0,05 : 0,05 : 0,2	Eingrenzung des Bereichs
0,9	0,05 : 0,01 : 0,1	0,15 : 0,01 : 0,2	gute Stabilisierungswirkung
1,0	0,05 : 0,01 : 0,1	0,15 : 0,01 : 0,2	Eingrenzung des Bereichs
1,1	0,07 : 0,01 : 0,1	0,18 : 0,01 : 0,2	optimale PDV-Parameter
1,2	0,08	0,18	Prozess instabil

Mit $RVF = 0,08$ und $RVA = 0,18$ lag in der Simulation bis zu einer Schnitttiefe von $a_p = 1,1$ mm keine Spannungsdickenmodulation, also ein stabiler Fräsprozess vor, so dass mit diesen Parametern ein Zerspanungsversuch durchgeführt wurde. Bei einer Drehzahl von $N_0 = 2250$ U/min entspricht dies einer Variation von $N_A = 405$ U/min (vgl. *Abbildung 7.8*) mit einer Frequenz von $f = 3$ Hz (vgl. *Gleichung (7.11)*). Vor der Durchführung des Zerspanungsversuchs wurde geprüft, ob die verwendete Motorspindel dazu geeignet ist, der variablen Drehzahlvorgabe zu folgen. Hierzu wurde der Werkzeughalter mit dem Werkzeug eingespannt, der sogenannte *Wobbelgenerator* des verwendeten Frequenzumrichters mit den entsprechenden Parametern aktiviert und die Ist-Drehzahl des Drehgebers über den entsprechenden analogen Ausgang aufgezeichnet⁶⁸. Wie *Abbildung 7.10* deutlich macht, ist die Spindel in der Lage, der Drehzahlvorgabe mit hoher Genauigkeit zu folgen. Somit konnten die Zerspanungsversuche bei optimalen PDV-Parametern durchgeführt werden.

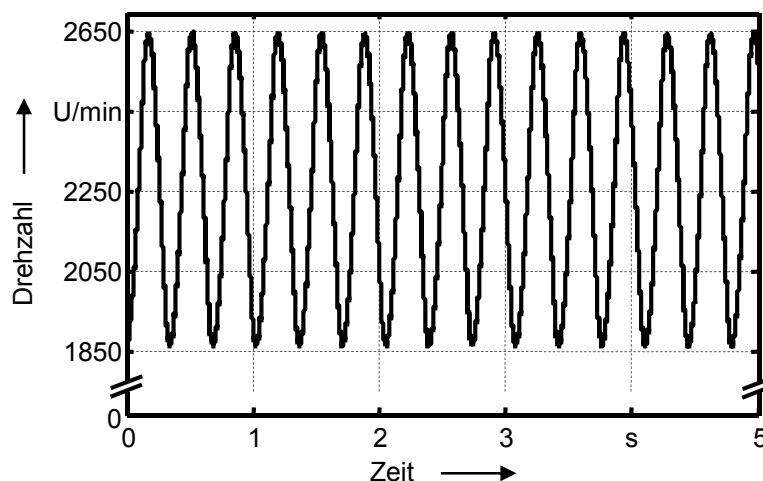


Abbildung 7.10: Gemessene Drehzahl bei aktivierter PDV mit $RVF = 0,08$ und $RVA = 0,18$ (Frässpindel vom Typ HSD ES510)

Da sich in der Simulation mit aktiver PDV Ratterschwingungen teilweise erst zeigten, nachdem der Fräser einen Weg von mehreren Zentimetern zurückgelegt hatte, wurde an dieser Stelle kein Stufenwerkstück bearbeitet. Stattdessen wurde ein Versuchsaufbau analog zu *Abbildung 4.11* (S. 54) mit einer Werkstücklänge von 100 mm gewählt, um den stationären Fräsprozess über einen längeren Zeitraum beobachten zu können. Da es sich bei den verwendeten Werkstücken aus C45E nicht um dieselbe Material-Charge wie bei den Stufenwerkstücken handelte, sind die Ergebnisse nicht mit denen aus *Abschnitt 7.2* (S. 123) vergleichbar. Sowohl mit als

⁶⁸ Es musste eine dreiecksförmige Drehzahlvariation gewählt werden, da der *Wobbelgenerator* nur diese Signalform unterstützt.

auch ohne PDV wurden Vollnuten gefräst, wobei neben der Spindeldrehzahl auch die Beschleunigung am Spindelflansch erfasst wurde. *Abbildung 7.11* zeigt die Spektren der Betriebsschwingung in y-Richtung (Vorschubnormalenrichtung) vor dem Eintritt in das Bauteil ($a_p = 0$ mm) und während der Bearbeitung bei der entsprechenden Schnitttiefe.

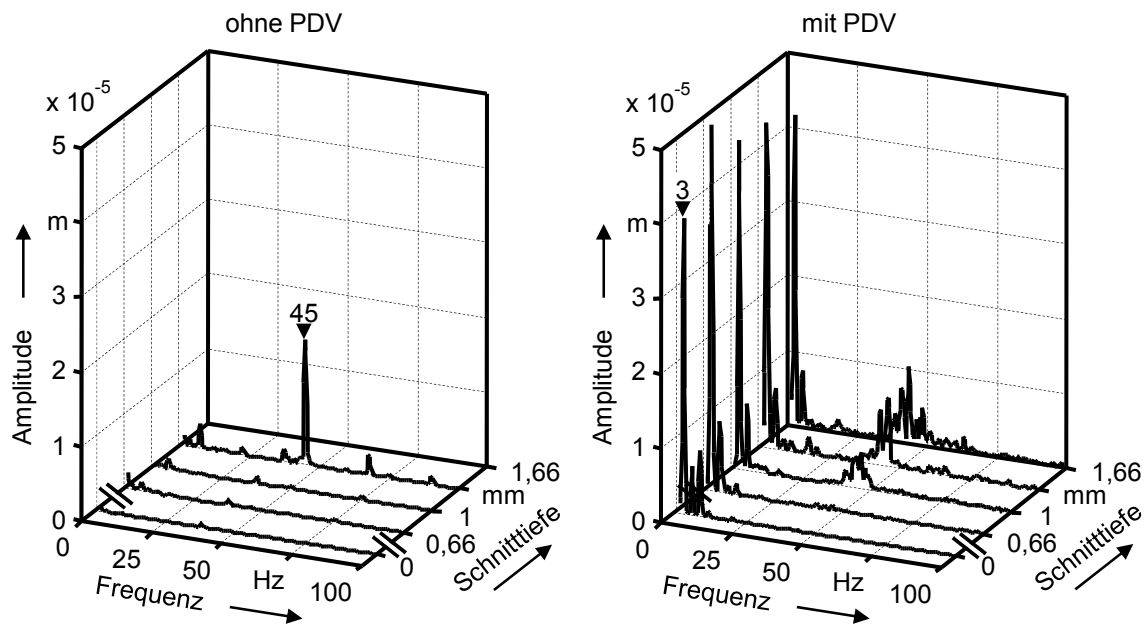


Abbildung 7.11: Betriebsschwingungsspektren der Verlagerung am Spindelflansch in y-Richtung bei der Bearbeitung von C45E ohne (links) und mit (rechts) periodischer Drehzahlvariation bei Nutzung des Roboters vom Typ KR 240 R2500 prime (Vollnutenschnitt, $D = 16$ mm, $f_z = 0,055$ mm, $z = 3$)

Bei konstanter Drehzahl ist der Prozess bis zu einer Schnitttiefe von $a_p = 1,33$ mm stabil, wobei das Rattern durch eine ausgeprägte Schwingungsüberhöhung bei ca. 45 Hz mit einer Amplitude von ca. $1,7 \cdot 10^{-5}$ m gekennzeichnet ist und der Zerspanungsversuch dadurch sofort abgebrochen werden musste. Mit aktiver PDV ist in diesem Frequenzbereich ab $a_p = 1$ mm eine breitbandige Amplitudenüberhöhung zu beobachten, wobei die Schwingungsamplitude bei $a_p = 1,66$ mm maximal ca. $1,04 \cdot 10^{-5}$ m erreicht. Dies zeigt, dass durch die PDV der Rattermechanismus gestört werden kann. Somit wird der Prozess zwar instabil, vehementes Rattern bleibt aber aus, so dass die Bearbeitung ohne die Gefahr von Schäden an der Maschine oder dem Werkzeug fortgesetzt werden kann. Problematisch ist, dass die Variation der Drehzahl zu einer fremderregten Schwingung des Roboters führt. Dem Betriebsschwingungsspektrum in *Abbildung 7.11* kann eine dominante Schwingung bei 3 Hz (und deren Harmonischen) mit einer Amplitude von bis zu $5 \cdot 10^{-5}$ m entnom-

men werden. Diese Schwingung ist eindeutig der PDV zuzuordnen, da sie bereits vor dem Eintreten in das Bauteil besteht ($a_p = 0$ mm) und ihre Frequenz der der Drehzahlmodulation entspricht⁶⁹. Das gefertigte Bauteil weist auch bei der Bahn ohne Prozess-Instabilität ($a_p = 0,66$ mm) eine deutliche Welligkeit sowohl an der Nutflanke als auch am Nutgrund auf.

Wegen der geringen dynamischen Steifigkeit von Sechs-Achs-Industrierobotern sollten bei einem industriellen Einsatz der PDV Maßnahmen zur Reduktion der fremderregten Schwingungen ergriffen werden. Es ist möglich, die Anregung des Roboters durch den Einsatz einer Frässpindel mit einem geringen rotatorischen Trägheitsmoment oder durch die Wahl eines kleineren Wertes für RVA zu reduzieren. Außerdem wäre es denkbar, der Anregung durch zusätzliche Aktorik entgegen zu wirken.

7.4 Fazit

Zu Beginn dieses Kapitels wurde das Stabilitätsverhalten des verwendeten Fräsroboters systematisch untersucht. Die Ergebnisse legen nahe, dass das dynamische Bearbeitungsverhalten des Roboters primär durch den Mechanismus des regenerativen Ratterns bestimmt ist. Um die Grenzschnitttiefe zu erhöhen, wurden daraufhin prozesseitige Maßnahmen zur Störung dieses Effekts untersucht. Dabei konnte insbesondere durch den Einsatz von Fräswerkzeugen mit ungleicher Teilung und durch die Ausnutzung der Drehzahlabhängigkeit des Stabilitätsverhaltens eine signifikante Verringerung der Ratterneigung erzielt werden. Durch die Zerspanung im absolut stabilen Drehzahlbereich konnte strukturseitiges Rattern komplett vermieden werden, wodurch die Prozessstabilität des Fräsroboters mit der einer konventionellen Werkzeugmaschine (mit identischer Spindel) vergleichbar ist. Dies vervollständigt die Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit von Fräsrobotern (vgl. *Abbildung 5.1, S. 70*), welche im Folgenden validiert sowie einer technischen und wirtschaftlichen Bewertung unterzogen wird.

⁶⁹ Da es sich hierbei um eine fremderregte Schwingung handelt, deren Amplitude nicht durch die Wechselwirkung zwischen der Maschine und dem Zerspanungsprozess angefacht wird, ist das Fräsen in diesem Zustand unproblematisch.

8 Validierung und Bewertung der Methodik

8.1 Kapitelüberblick

In diesem Kapitel wird die vorgestellte Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit bei der Fräsbearbeitung metallischer Werkstoffe validiert sowie aus technischer und wirtschaftlicher Hinsicht bewertet. Hierzu wird zunächst die Funktionsfähigkeit der Methode zur Vermeidung von Ratterschwingungen und der Methode zur Reduktion der kraftbedingten Verlagerungen anhand eines Zerspanungsversuches nachgewiesen. Darauf aufbauend werden die erzielten Ergebnisse hinsichtlich der industriellen Einsatzfähigkeit diskutiert. Anschließend erfolgt die Betrachtung der Wirtschaftlichkeit, indem die Kosten zur Fertigung eines fiktiven Bauteils unter der Verwendung einer konventionellen Werkzeugmaschine und mittels eines Fräsroboters mit und ohne den Einsatz der entwickelten Methodik berechnet und einander gegenübergestellt werden.

8.2 Validierung der Methodik

Zur Validierung der entwickelten Methodik wurde die Abdrängungskompensation und die Methode zur Reduktion der Ratterneigung an dem in *Abschnitt 4.4.1 (S. 51)* beschriebenen Fräsprozess (Vollnutenschnitt, Werkstoff: C45E, $D = 12$ mm, $f_z = 0,05$ mm, $n = 3200$ U/min, $z = 3$), welcher nur bis zu einer Schnitttiefe von 1,5 mm stabil durchgeführt werden konnte, getestet. Um eine größere Grenzschnitttiefe zu erreichen, muss im ersten Schritt eine Spindeldrehzahl im absolut stabilen Drehzahlbereich identifiziert werden. Nachdem die höchste Ratterfrequenz bekannt ist ($f_{ratter} = 106$ Hz), berechnet sich nach *Gleichung (7.2) (S. 131)* mit $z = 3$ die Drehzahl, ab der kein strukturseitiges regeneratives Rattern mehr zu erwarten ist, zu $n = 4805$ U/min. Dadurch ergibt sich nach *Gleichung (2.2) (S. 6)* bei einem Fräserdurchmesser von $D = 12$ mm eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 181$ m/min, was für die verwendete Werkzeug-Werkstück-Kombination deutlich zu hoch ist. Somit ist eine reine Variation der Drehzahl nicht zielführend zur Rattervermeidung. Durch eine Erhöhung der Zähnezahl auf $z = 4$ ist es allerdings möglich, den absolut stabilen Bereich bei $n = 3600$ U/min zu erreichen, was eine geeignete Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 120$ m/min bedeutet. Deshalb wurde ein Werkzeug mit vier Schneiden ($D = 12$ mm), welches als Katalogware erhältlich ist, verwendet. Bei den Zerspanungsversuchen (Vollnutenschnitt, Werkstoff: C45E, $D = 12$ mm, $f_z = 0,05$ mm, $n = 3600$ U/min, $z = 4$) konnten keinerlei strukturseitige Ratter-

schwingungen beobachtet werden. Da bei einer Schnitttiefe von $a_p = 5$ mm hochfrequenten werkzeugseitiges Rattern auftrat, wurde ein vergleichender Versuch mit einer Werkstück-Vorbereitung gemäß *Abbildung 4.10* (S. 53) mit und ohne Abdrängungskompensation bei $a_p = 4$ mm durchgeführt. Hierbei betrug die Schnittkraft $F_c \approx 500$ N (Messsignal der KMP), wodurch ein Fräserverstanz in Vorschubnormalenrichtung von maximal 1,14 mm entstand. Mit Hilfe der Abdrängungskompensation konnte dieser Wert um 85 % auf maximal 0,14 mm verringert werden. Durch die Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit auf 20 % kurz vor dem Austritt des Fräasers (vgl. *Abschnitt 6.5.3*, S. 116) betrug die Konturverletzung am Bahnende nur noch 0,24 mm⁷⁰. Die Methode zur Reduktion der kraftbedingten Verlagerungen und die Methode zur Vermeidung von Ratterschwingungen konnten somit erfolgreich bei diesem Prozess angewandt werden, wobei die Genauigkeit signifikant erhöht wurde und eine Steigerung des Zeitspanvolumens bezüglich des Referenzversuchs aus *Abschnitt 4.4.1* (S. 51) um 300 % realisiert werden konnte⁷¹.

8.3 Technische Bewertung

8.3.1 Modellbasierte Positionsregelung

Die modellbasierte Positionsregelung ermöglicht es, den kraftbedingten, statischen Versatz bei der Fräsbearbeitung deutlich zu minimieren. Im Rahmen der durchgeführten Zerspanungsversuche betrug die verbleibende Bahnabweichung in Richtung der größten Roboter-Nachgiebigkeit (Vorschubnormalenrichtung) ca. 0,2 bis 0,3 mm, was bezogen auf die Prozesse ohne Abdrängungskompensation einer Verbesserung um 70 bis 85 % entspricht. Dabei ist die Güte der Regelung stark von der Validität des Steifigkeitsmodells und dessen Parametern abhängig. Durch den vorgestellten Ansatz wurde gezeigt, wie diese Parameter auf Basis einer einzigen Messung mit hoher Genauigkeit identifiziert werden können. Zur Umsetzung der Methode im industriellen Umfeld sollte der entwickelte Regler direkt auf der Robotersteuerung implementiert werden und die Sensorik zur Krafterfassung zwischen dem Anbauflansch des Roboters und dem Spindelgehäuse integriert werden⁷². Zudem muss bei der Inbetriebnahme eine Zellenkalibrierung, bestehend aus der Roboter-,

⁷⁰ Beim Vergleichsversuch ohne Abdrängungskompensation wurde am Ende der Bahn eine Konturverletzung von 1,4 mm gemessen.

⁷¹ Steigerung von 8640 mm³/min (Vollnutenschnitt, $a_p = 1,5$ mm, $D = 12$ mm, $f_z = 0,05$ mm, $n = 3200$ U/min, $z = 3$) auf 34560 mm³/min (Vollnutenschnitt, $a_p = 4$ mm, $D = 12$ mm, $f_z = 0,05$ mm, $n = 3600$ U/min, $z = 4$).

⁷² Geeignete Sensoren zur Krafterfassung sind kommerziell erhältlich. Die Anschaffungskosten liegen inkl. der erforderlichen Peripherie unter 10.000 €.

der Werkzeug- und der Umgebungskalibrierung (vgl. *Abschnitt 2.3.1, S. 16*) durchgeführt werden. Nach aktuellem Stand der Technik ist dadurch eine Genauigkeit des unbelasteten Roboters von ca. 0,1 mm realisierbar.

Ein derartiges System besitzt das Potenzial, Zerspanungsaufgaben einer 5-Achs-Werkzeugmaschine zu übernehmen, wobei die realisierbare Arbeitsgenauigkeit bei der Schruppbearbeitung (mittlere Schnittkräfte in der Größenordnung von $F_c = 500 \text{ N}^{73}$) im Bereich von ca. 0,3 mm liegt (0,1 mm aufgrund der Unsicherheit des unbelasteten Systems und 0,2 mm in Folge der Fräserabdrängung). Durch einen anschließenden Schlicht-Prozess kann eine Arbeitsgenauigkeit erreicht werden, die nur geringfügig über der Unsicherheit des unbelasteten Robotersystems liegt.

Ein weiteres Einsatzfeld liegt im roboterbasierten Entgraten. In diesem Fall reagiert der Roboter durch die modellbasierte Positionsregelung automatisch auf eine variable Ausprägung des Grats.

8.3.2 Reduktion der Ratterneigung

Durch die geringe dynamische Steifigkeit von Frärobotern ist es bei deren Einsatz für die Bearbeitung von Stahl unerlässlich, Maßnahmen zur Reduktion der Ratterneigung zu ergreifen. Ohne diese Maßnahmen treten bei der Bearbeitung schon bei geringen Schnitttiefen selbsterregte Schwingungen auf, die sich negativ auf die Oberflächenqualität und somit auf die Arbeitsgenauigkeit auswirken. Im Rahmen dieser Arbeit wurde geprüft, inwieweit Ansätze aus dem Bereich der spanenden Werkzeugmaschinen zur Erhöhung der Grenzschnitttiefe auf die roboterbasierte Zerspanung übertragen werden können. Dabei wurden ausschließlich Methoden betrachtet, die mit geringem Aufwand und ohne konstruktive Änderungen am Roboter umzusetzen sind. Es zeigte sich, dass durch eine Bearbeitung im absolut stabilen Drehzahlbereich der Roboterstruktur und durch den Einsatz von Werkzeugen mit ungleicher Teilung eine mitunter signifikante Erhöhung der Prozessstabilität möglich ist. Die Bearbeitung im absolut stabilen Drehzahlbereich ist entweder durch eine Erhöhung der Spindeldrehzahl oder durch den Einsatz von Fräsern mit einer erhöhten Schneidenanzahl möglich. Beide Maßnahmen sind bis zu einem gewissen Fräserdurchmesser im industriellen Einsatz wirtschaftlich realisierbar⁷⁴, so dass die Grenze der erzielbaren Schnitttiefe nur noch durch das Auftreten von hoch-

⁷³ Dies entspricht in etwa der Bearbeitung (Vollnutenschnitt) von EN-AW 2007 mit $z = 3$, $D = 16 \text{ mm}$, $n = 10.000 \text{ U/min}$, $f_z = 0,1 \text{ mm}$ bei $a_p = 9 \text{ mm}$ oder von C45E mit $z = 5$, $D = 16 \text{ mm}$ $n = 2250 \text{ U/min}$, $f_z = 0,055 \text{ mm}$ bei $a_p = 2,7 \text{ mm}$.

⁷⁴ Große Messerköpfe (z. B. mit $D = 100 \text{ mm}$) verfügen nicht über die erforderliche Anzahl an Schneiden, um eine Bearbeitung mit geeigneter Schnittgeschwindigkeit im absolut stabilen Bereich zu ermöglichen.

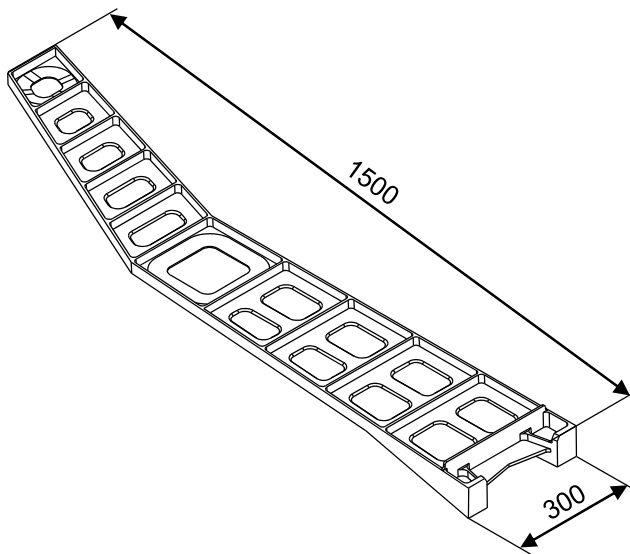
frequenten werkzeugseitigen Ratterschwingungen bestimmt ist. Da hierbei weniger das dynamische Verhalten der Maschinenstruktur, sondern primär das des Spindel-systems, des verwendeten Fräsers und der Werkzeug-Aufnahmen relevant sind, können durch die Ausnutzung des absolut stabilen Drehzahlbereichs mit Fräsrobotern Zeitspanvolumina erreicht werden, die mit denen von konventionellen Werkzeugmaschinen vergleichbar sind.

8.4 Wirtschaftliche Bewertung

Zur Bewertung der Wirtschaftlichkeit von Fräsrobotern unter dem Einsatz der entwickelten Methodik zur Genauigkeitssteigerung werden in diesem Abschnitt die Herstellkosten eines fiktiven Werkstücks für die Fertigungssysteme

- A: konventionelle 5-Achs-Werkzeugmaschine,
- B: Fräsroboter mit Abdrängungskompensation und
- C: konventioneller Fräsroboter

herangezogen. Hierzu wurde zunächst nach KLOCKE & KÖNIG (2008) für alle Fertigungssysteme der Maschinenstundensatz bestimmt, wobei die kalkulatorischen Abschreibungen, die kalkulatorischen Zinsen, die Instandhaltungskosten, die Raumkosten, die Personalkosten und die Energiekosten in die Berechnung eingehen. Als Werkstück dient ein Stabwing ("Stummelflügel") der *AIRBUS HELICOPTERS DEUTSCHLAND GmbH*, wie er in einem Hubschrauber zum Einsatz kommt. Ein CAD-Modell des aus Vertraulichkeits-Gründen geringfügig veränderten Bauteils und dessen Eckdaten sind in *Abbildung 8.1* dargestellt.



Bezeichnung	Stabwing
Werkstoff	ABS5323 T7451
Toleranz	ca. $\pm 0,1$ mm
Fertigungszeit	325 min

Abbildung 8.1: Geometrie und Eckdaten eines Stabwings als Werkstück für die durchgeführte Beispielrechnung zur wirtschaftlichen Bewertung (aus Gründen der Vertraulichkeit wurde die Geometrie des Bauteils leicht verändert)

Aktuell wird der Stabwing auf einer 5-Achs-Fräsmaschine hergestellt, da dies bei der Bearbeitung der schräg angeordneten Konturen Vorteile bezüglich der Bearbeitungszeit und der Kosten für die notwendigen Werkzeuge bietet. Die geforderten Form- und Lagetoleranzen liegen im Bereich von ca. $\pm 0,1$ mm, wobei die Fertigungszeit 325 min beträgt.

Wie im vorhergehenden Abschnitt geschildert, ist es möglich, diese Genauigkeit mittels eines absolut vermessenen Roboters und mit dem Einsatz der entwickelten Methodik zur Genauigkeitssteigerung zu erreichen, sofern eine zweistufige Bearbeitung – bestehend aus einem Schupp- und einem Schlicht-Prozess – erfolgt. Da dies auch der Bearbeitungsfolge auf der 5-Achs-Werkzeugmaschine entspricht, wird in der Beispielrechnung für das Fertigungssystem B von einer unveränderten Fertigungszeit ausgegangen.

Beim Einsatz eines konventionellen Fräsroboters muss durch ein angepasstes Bearbeitungsprogramm versucht werden, die geforderte Genauigkeit zu erreichen. Bei denjenigen Bauteilkonturen, an denen durch die kraftbedingte Fräserabdrängung ein Aufmaß entsteht (z. B. beim Gleichlaufräsen einer Tasche an den Seitenflächen), kann durch ein mehrmaliges Abfahren der Trajektorie das Aufmaß schrittweise reduziert werden. Dort, wo durch die Fräserabdrängung zu viel Material abgespannt wird (z. B. beim Fräsen einer Tasche am Taschen-Grund), müssen nahe der finalen Bauteilkontur die Zustellung und ggf. der Vorschub deutlich reduziert werden, um

die resultierende Werkzeug-Trajektorie schrittweise an die Sollbahn anzunähern. Dieses Vorgehen ist kaum praktikabel, da es einen sehr hohen Grad an Systemkenntnis erfordert und das Ausschuss-Risiko sehr hoch ist. Dennoch wurde die Beispielrechnung auch mit dem Fertigungssystem C durchgeführt. In diesem Fall wurde mit der doppelten Fertigungszeit von 650 min kalkuliert.

Da der Stabwing aus der Aluminium-Legierung ABS5323 T7451 besteht, sind keine Maßnahmen zur Reduktion der Ratterneigung des Roboters erforderlich. *Tabelle 8.1* zeigt als Ergebnis der Wirtschaftlichkeitsbewertung die Maschinen- und die Fertigungskosten pro Bauteil für alle drei Fertigungssysteme. Die der Berechnung zugrunde liegenden Daten können *Tabelle 8.2* und *Tabelle 8.3* entnommen werden.

Tabelle 8.1: Vergleich der Maschinen- und der Fertigungskosten pro Bauteil für die drei betrachteten Fertigungssysteme

Kostenart		System A	System B	System C
Maschinenkosten	in €/Werkstück	1.007,36	485,43	959,28
Fertigungskosten	in €/Werkstück	2.180,36	1.658,43	2.132,28

Aufgrund der deutlich erhöhten Fertigungszeit sind die Maschinenkosten des konventionellen Fräsroboters annähernd so hoch wie die der 5-Achs-Werkzeugmaschine. Der Einsatz eines Fräsroboters, bei dem versucht wird, die geforderte Genauigkeit durch eine Anpassung des Bearbeitungsprogramms mit der damit verbundenen verlängerten Bearbeitungsdauer zu realisieren, bringt also nur einen geringfügigen wirtschaftlichen Vorteil mit sich. Deshalb, und in Anbetracht des beschriebenen hohen Ausschuss-Risikos sowie der geringen Produktivität eines derartigen Systems, wird in diesem Fall kein konventioneller Fräsroboter zum Einsatz kommen. Durch die Verwendung der entwickelten Methode zur Genauigkeitssteigerung können die Maschinenkosten pro Bauteil um ca. 52 % reduziert werden. Die Ersparnis der Fertigungskosten beläuft sich auf ca. 24 %.

Tabelle 8.2: Zugrunde liegende Werte zur Berechnung der Materialkosten

Materialpreis von Aluminium (ABS5323)	in €/kg	6,34
Schrottpreis (Reinspäne)	in €/kg	1
Masse des Rohmaterials	in kg	200
Masse der Späne	in kg	195

Tabelle 8.3: Zugrunde liegende Werte zur Berechnung der Fertigungskosten

		Werkzeugma- schine	Fräsroboter (konventionell)	Fräsroboter (Genauigkeit gesteigert)
Anschaffungs- kosten	in €	1.100.000	76.000	88.000
Arbeitsstunden (Nutzungsdauer)	in h/Woche	36	36	36
Lebensdauer	in Jahren	7	7	7
Zinssatz pro Jahr	in %	1,5	1,5	1,5
Wertverlust	in €	1.100.000	76.000	88.000
Wartungs- und Reparaturkosten	in €/Jahr	11.000	760	880
Nominelle Leis- tung	in kW	15	15	15
Strompreis	in €/kWh	0,1612	0,1612	0,1612
Lohnkosten	in €/h	74,4	74,4	74,4
Platzbedarf	in m ²	45	20	20
Monatsmiete	in €/m ²	37,2	37,2	37,2
Arbeitswochen pro Jahr	in Wochen	50	50	50
Produktionszeit- raum	in Jahren	7	7	7

Die Beispielrechnung belegt, dass Fräsroboter mit Hilfe der modellbasierten Positionsregelung eine wirtschaftliche Alternative zu konventionellen Werkzeugmaschinen darstellen, sofern die geforderten Toleranzen im Bereich der Absolut-Genauigkeit des Systems liegen. Durch die Wahl geeigneter Prozessparameter trifft dies auch auf die Bearbeitung von Stahl zu.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Sechs-Achs-Knickarmroboter besitzen aufgrund ihrer spezifischen Vorteile das Potenzial, eine wirtschaftliche Alternative zu konventionellen Werkzeugmaschinen in der spanenden Fertigung darzustellen. Bislang ist ihr Einsatz lediglich auf gewisse Nischenanwendungen beschränkt, bei denen geringe Genauigkeitsanforderungen und verhältnismäßig niedrige Bearbeitungskräfte vorliegen, was auf die derzeit noch mangelnde Arbeitsgenauigkeit der Robotersysteme zurückzuführen ist. Die Arbeitsgenauigkeit setzt sich zusammen aus der Genauigkeit des unbelasteten Systems – also den Bahnfehlern, die auch ohne den Einfluss externer Lasten auftreten – und der kraftbedingten statischen und dynamischen Verlagerung des Werkzeugs. Bei der Recherche des Standes der Technik stellte sich heraus, dass die Ungenauigkeit des unbelasteten Robotersystems durch bestehende Methoden der Zellenkalibrierung deutlich verbessert werden kann, so dass der dominante Anteil der verbleibenden Arbeitsunsicherheit auf statische und dynamische Verformungen mechanischer Art infolge der Prozesskräfte zurückzuführen ist. Zur Vermeidung oder Verringerung dieser Verformungen existierte bislang kein Ansatz, der im industriellen Umfeld mit vertretbarem finanziellen und zeitlichen Aufwand umsetzbar wäre. Aus diesem Grund bestand das Ziel der vorliegenden Dissertation darin, eine effektive und wirtschaftliche Methode zur Reduktion der statischen Werkzeugabdrängung zu entwickeln sowie bekannte Ansätze zur Verringerung von Ratterschwingungen auf ihre Eignung bei der roboterbasierten Bearbeitung zu prüfen.

Im Rahmen der Voruntersuchungen an einem Fräsroboter wurden die Bahngenauigkeit des Systems, das Bearbeitungsverhalten und das dynamische Strukturverhalten des Roboters untersucht. Dabei stellte sich heraus, dass die Bahnabweichung des TCP ohne den Einfluss der Zerspankraft beim Abfahren praxisrelevanter Konturen (Kreise bzw. Kurven) mit steigender Vorschubgeschwindigkeit stark zunimmt. Der Roboter wäre somit besonders zum Fräsen von Stahl geeignet, da hierbei im Vergleich zur Aluminium-Zerspanung mit geringeren Vorschubgeschwindigkeiten gearbeitet wird. Bei den Fräsversuchen mit Werkstücken aus C45E wurde der Prozess allerdings bereits bei geringer Schnitttiefe instabil. Dabei traten mehrere Ratterfrequenzen auf, was aus der hohen Anzahl an Eigenmoden mit teilweise geringer Steifigkeit resultiert. Für eine wirtschaftliche Nutzung von Fräsrobotern muss demnach sowohl das statische als auch das dynamische Verhalten des Roboters berücksichtigt werden. Bezüglich des statischen Strukturverhaltens wurde am zur Verfügung stehenden System festgestellt, dass die Nachgiebigkeit am TCP eine starke Richtungs- und Stellungsabhängigkeit aufweist, aber innerhalb der relevanten Grenzen kaum von der Amplitude der wirkenden Kraft abhängig ist. Durch das gewon-

nene Systemverständnis konnte die Methodik zur Steigerung der Arbeitsgenauigkeit, bestehend aus der modellbasierten Positionsregelung und der Wahl geeigneter Prozessparameter zur Rattervermeidung, konzipiert werden.

Zur Umsetzung der modellbasierten Positionsregelung bestand der erste Schritt im Aufbau eines echtzeitfähigen Steifigkeitsmodells des Roboters, das dazu geeignet ist, neben den Getriebe- und Lagersteifigkeiten auch die Elastizität der Strukturkomponenten zu berücksichtigen. Die Grundlage hierzu bildete eine erweiterte Vorwärtskinematik, deren Transformationsvorschriften angepasst wurden, um eine Auslenkung der einzelnen Koordinatensysteme entsprechend den elastischen Verformungen zu ermöglichen. Nachfolgend wurde eine Methode entwickelt, mit deren Hilfe auf der Basis eines einzigen Messaufbaus sämtliche Steifigkeitsparameter, die für das Modell erforderlich sind, identifiziert werden können. Validierungsmessungen ergaben, dass mit dem Modell das Steifigkeitsverhalten des Roboters auch bei variabler Achsstellung mit hoher Genauigkeit abgebildet werden kann. Das Modell wurde in einen Regler integriert, welcher durch die Kenntnis der wirkenden Prozesskräfte und der Achswinkel die Lagesollwerte der Robotersteuerung in der Art korrigieren, dass durch die Prozesskraft bedingte Ungenauigkeiten ausgeglichen werden. Der implementierte Fuzzy-Regler wechselt abhängig vom Zustand des Fräsprozesses zwischen unterschiedlichen Strategien zur Bestimmung des mittleren Anteils der Zerspankräfte. Auf diese Weise konnte die schnellstmögliche Reaktionsfähigkeit auf eine Änderung der Bearbeitungskräfte bei gleichzeitiger Sicherstellung der Stabilität der Regelung – selbst bei einem instabilen Bearbeitungsprozess – erzielt werden. Zudem gelang es durch verschiedene Ansätze, die Verletzung der Bauteilkontur, welche aus dem schnellen Kraftabfall beim Austritt des Fräasers aus dem Bauteil resultiert, deutlich zu verringern.

Um die Ratterneigung des Roboters zu mindern, wurde untersucht, inwiefern die Abhängigkeit der Prozessstabilität von der Spindeldrehzahl – trotz der hohen Anzahl an Eigenmoden – genutzt werden kann. Eine experimentell ermittelte Stabilitätskarte verdeutlichte, dass sich die Rattersäcke der einzelnen Eigenfrequenzen überlagern, wodurch keine lokalen Maxima der Grenzschnitttiefe auftreten. Somit kann nur durch die Bearbeitung im absolut stabilen Drehzahlbereich eine deutliche Steigerung der möglichen Zustellung erreicht werden. Auf Basis einer empirisch ermittelten Formel können die Drehzahl und die Zähnezahl des Fräasers derart abgestimmt werden, dass kein regeneratives Rattern mehr auftritt und die Schnittgeschwindigkeit die empfohlene Grenze für die vorliegende Werkzeug-Werkstück-Kombination nicht überschreitet. Auf diese Weise wurde bei der Zerspannung von Stahl ein Zeitspanvolumen realisiert, das mit dem von konventionellen Werkzeug-

maschinen vergleichbar ist, da die Schnitttiefe nur noch durch das Auftreten hochfrequenter Werkzeugschwingungen limitiert war. Weitere Ansätze wie die Verwendung von Werkzeugen mit ungleicher Teilung oder eine periodische Variation der Spindeldrehzahl verfolgten das Ziel, den Mechanismus des regenerativen Ratterns zu stören. Beide Methoden sind aufgrund der spezifischen dynamischen Eigenschaften des Systems in geringem Umfang für die roboterbasierte Zerspanung geeignet.

Diese Dissertation schafft die Grundlage zur Erweiterung des Einsatzfeldes von Sechs-Achs-Knickarmrobotern in der spanenden Fertigung. Die industrielle Akzeptanz der modellbasierten Positionsregelung kann erlangt werden, indem der Regler zur Abdrängungskompensation direkt auf der Steuerung des Roboters implementiert und die erforderliche Sensorik in die Roboterhand integriert wird, so dass auf Seiten des Bedieners keinerlei Mehraufwand während des Betriebs entsteht. Durch den Einsatz eines derartigen Systems kann Erfahrungswissen bezüglich des Langzeitverhaltens von Robotern bei der spanenden Bearbeitung aufgebaut werden. Es ist möglich, dass sich das Steifigkeitsverhalten des Systems mit der Zeit (z. B. durch Verschleiß-Effekte in den Getrieben und Lagern) verändert, was zu einer Verringerung der Arbeitsgenauigkeit führt, da das verwendete Steifigkeitsmodell damit seine Validität verliert. Zudem ist nicht bekannt, ob und wie stark die Steifigkeitsparameter baugleicher Roboter streuen, so dass ggf. an jeder Roboterzelle eine neue Parameteridentifikation durchgeführt werden müsste. Dadurch würde trotz der Tatsache, dass nur ein einziger Messaufbau erforderlich ist, ein Mehraufwand entstehen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde davon ausgegangen, dass die Bahngenauigkeit des unbelasteten Roboters durch die Anwendung von hochentwickelten Methoden der Zellenkalibrierung unter 0,1 mm liegt. Die Praxis zeigt, dass diese Genauigkeit selbst bei neuwertigen kalibrierten Robotern nur in Einzelfällen erzielt werden kann. Deshalb muss es das Bestreben der Roboterhersteller sein, die beschriebenen leistungsfähigen Kalibrierverfahren in die Anwendung zu bringen. Um das Einsatzspektrum von Fräsrobotern weiter auszubauen und dem Anwender die maximale Flexibilität hinsichtlich des Werkzeugspektrums zu ermöglichen, sollten Strategien zur Vermeidung von Ratterschwingungen bei Werkzeugen mit großen Durchmessern, wie beispielsweise Messerköpfen, entwickelt werden. Bei diesen Fräsern ist es meist nicht möglich, bei geeigneten Schnittgeschwindigkeiten den absolut stabilen Drehzahlbereich zu erreichen, da sie in der Regel eine zu geringe Schneidenanzahl (im Verhältnis zum Durchmesser) besitzen. Für derartige Werkzeuge ist es denkbar, die Ratterneigung durch maschinenseitige Ansätze wie die Integration passiver oder aktiver Dämpfungssysteme zu reduzieren.

10 Literaturverzeichnis

ABELE 1983

Abele, E.: Gußputzen mit sensorgeführten, programmierbaren Handhabungsgeräten. Diss. Universität Stuttgart (1983). Berlin: Springer 1983. ISBN: 0-387-12651-1. (IPA-Forschung und Praxis 72).

ABELE 2007

Abele, E.: Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern. Forschungsprojekt ADVOCUT - Entwicklungen und Industriettransfer. Bamberg: Meisenbach 2007. ISBN: 978-3-87525-256-9.

ABELE ET AL. 2008A

Abele, E.; Bauer, J.; Bertsch, C.; Laurischkat, R.; Meier, H.; Reese, S.; Stelzer, M.; Stryk, O.: Comparison of Implementations of a Flexible Joint Multi-body Dynamics System Model of an Industrial Robot. In: Teti, R. (Hrsg.): 6th CIRP International Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering. Naples, Italy, 23.-25.7.2008. Naples 2008. ISBN: 978-8-8900-9487-3.

ABELE & REINHART 2011

Abele, E.; Reinhart, G.: Zukunft der Produktion. Herausforderungen, Forschungsfelder, Chancen. München: Hanser 2011. ISBN: 978-3-446-42595-8.

ABELE ET AL. 2008B

Abele, E.; Rothenbücher, S.; Weigold, M.: Cartesian compliance model for industrial robots using virtual joints. *Production Engineering* 2 (2008) 3, S. 339-343.

ABELE ET AL. 2005

Abele, E.; Weigold, M.; Kulok, M.: Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern. *wt Werkstattstechnik online* 95 (2005) 9, S. 666-671.

ABOU-EL-ELA 2000

Abou-El-Ela, A.: Sensorarme Methoden zur Bearbeitung komplexer Werkstücke mit Industrierobotern. Diss. TU Darmstadt (2000). Düsseldorf: VDI 2000. ISBN: 3-183-82408-6. (Berichte aus dem Institut für Automatisierungstechnik der TU Darmstadt 824).

ALBRIGHT & SCHRÖER 1992

Albright, S.; Schröer, K.: Practical Error Compensation for Use in Off-Line Programming of Robots. In: Tzafestas, S. G. (Hrsg.): *Robotic Systems*. Dordrecht: Springer Netherlands 1992, S. 459-467. ISBN: 978-94-010-5115-6.

ALBU-SCHÄFFER 2001

Albu-Schäffer, A.: Regelung von Robotern mit elastischen Gelenken am Beispiel der DLR-Leichtbauarme. Diss. TU München (2001).

ALICI & SHIRINZADEH 2005

Alici, G.; Shirinzadeh, B.: Enhanced stiffness modeling, identification and characterization for robot manipulators. IEEE Transactions on Robotics 21 (2005) 4, S. 554-564.

ALTINTAS 2000

Altintas, Y.: Modeling Approaches and Software for Predicting the Performance of Milling Operations at MAL- UBC. Machining Science and Technology 4 (2000) 3, S. 445-478.

ALTINTAS 2012

Altintas, Y.: Manufacturing automation. Metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. Cambridge: Cambridge University Press 2012. ISBN: 978-0-52117-247-9.

ALTINTAS & BUDAK 1995

Altintas, Y.; Budak, E.: Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling. CIRP Annals - Manufacturing Technology 44 (1995) 1, S. 357-362.

ANDERS 1996

Anders, M.: Robotergeführtes Entgraten von Gußwerkstücken mit prozeßparalleler Sensortechnik. Diss. TU Berlin (1995). München: Hanser 1996. ISBN: 3-446-18660-3. (Produktionstechnik - Berlin 177).

BAUER 2011

Bauer, J.: Methoden der Offline-Bahnkorrektur für die spanende Bearbeitung mit Industrierobotern. Diss. TU Darmstadt (2011). Berlin: epubli 2011. ISBN: 3-844-21544-1.

BAUR 2014

Baur, M.: Aktives Dämpfungssystem zur Ratterunterdrückung an spanenden Werkzeugmaschinen. Entwurf und experimentelle Validierung. Diss. TU München (2014).

BEYER 2005

Beyer, L.: Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern. Insbesondere mit Parallelkinematik. Diss. Universität der Bundeswehr Hamburg (2004). Aachen: Shaker 2005. ISBN: 3-8322-3681-3. (Forschungsberichte aus dem Laboratorium Fertigungstechnik 1).

BEYER & WULFSBERG 2002

Beyer, L.; Wulfsberg, J.: Koboterkalibrierung mit ROSY. wt Werkstattstechnik online 92 (2002) 9, S. 415-418.

BIERMANN & WEINERT 2008

Biermann, D.; Weinert, K.: Spanende Fertigung, 5. Ausgabe. Essen: Vulkan 2008. ISBN: 978-3-8027-2943-0.

BÖHM 1994

Böhm, J.: Kraft- und Positionsregelung von Industrierobotern mit Hilfe von Motorsignalen. Diss. TU Darmstadt (1994). Düsseldorf: VDI 1994. ISBN: 3-18-340508-3.

BONGARDT 2004

Bongardt, T.: Methode zur Kompensation betriebsabhängiger Einflüsse auf die Absolutgenauigkeit von Industrierobotern. Diss. TU München (2003). München: Utz 2004. ISBN: 3-8316-0332-4. (*iwb* Forschungsberichte 184).

BUDAK 2003A

Budak, E.: An Analytical Design Method for Milling Cutters With Nonconstant Pitch to Increase Stability, Part I: Theory. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 125 (2003) 1, S. 29-34.

BUDAK 2003B

Budak, E.: An Analytical Design Method for Milling Cutters With Nonconstant Pitch to Increase Stability, Part II: Application. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 125 (2003) 1, S. 35-38.

CORTSEN & PETERSEN 2011

Cortsen, J.; Petersen, H. G.: A new experimental method for predicting static tool displacements for machining with robot manipulators. In: Jetzin, M. (Hrsg.): 2011 IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics. Budapest, Hungary, 3.-7.7.2011: IEEE 2011, S. 361-366. ISBN: 978-1-45770-838-1.

CRAIG & BAMPTON 1968

Craig, R.; Bampton, M.: Coupling of Substructures for Dynamic Analyses. *AIAA JOURNAL* 6 (1968) 7, S. 1313-1319.

DENAVIT & HARTENBERG 1955

Denavit, J.; Hartenberg, R. S.: A Kinematic Notation for Lower-Pair Mechanisms Based on Matrices. *Journal of Applied Mechanics* 1 (1955) 22, S. 215-221.

DENKENA & TÖNSHOFF 2011

Denkena, B.; Tönshoff, H. K.: Spanen. Grundlagen. Berlin: Springer 2011. ISBN: 978-3-642-19772-7.

DEVLIEG 2011

Devlieg, R.: High-Accuracy Robotic Drilling/Milling of 737 Inboard Flaps. *SAE International Journal of Aerospace*, 4 (2011) 2, S. 1373-1379.

DIN 1725-1

DIN 1725-1: Aluminiumlegierungen. Knetlegierungen. Berlin: Beuth 1983.

DIN 323-2

DIN 323-2: Normzahlen und Normzahlreihen. Einführung. Berlin: Beuth 1974.

DIN 6580

DIN 6580: Begriffe der Zerspantechnik. Berlin: Beuth 1985.

DIN 6584

DIN 6584: Begriffe der Zerspantechnik. Berlin: Beuth 1982.

DIN 8580

DIN 8580: Fertigungsverfahren. Begriffe, Einleitung. Berlin: Beuth 2003.

DIN 8589-3

DIN 8589-3: Fertigungsverfahren Spanen. Teil 3: Fräsen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth 2003.

DIN EN 573-3

DIN EN 573-3: Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen. Berlin: Beuth 2005.

DIN EN ISO 8373

DIN EN ISO 8373: Roboter und Robotikgeräte – Wörterbuch. Berlin: Beuth 2010.

DIN EN ISO 9283

DIN EN ISO 9283: Industrieroboter. Leistungskenngrößen und zugehörige Prüfmethoden. Berlin: Beuth 1999.

DIN ISO 10791-1

DIN ISO 10791-1: Prüfbedingungen für Bearbeitungszentren. Geometrische Prüfungen für Maschinen mit waagerechter Spindel und mit zusätzlichen Fräsköpfen (waagerechte Z-Achse). Berlin: Beuth 2001.

DIN EN 10083-2

DIN EN 10083-2: Vergütungsstähle. Technische Lieferbedingungen für unlegierte Stähle. Berlin: Beuth 2006.

DIN ISO 230-1

DIN ISO 230-1: Prüfregelein für Werkzeugmaschinen. Geometrische Genauigkeit von Maschinen, die ohne Last oder unter Schlichtbedingungen arbeiten. Berlin: Beuth 1999.

DLABKA & HELD 1989

Dlabka, M.; Held, M.: Hybride Kraft/Wegregelung von Industrierobotern. In: Rogos, J. (Hrsg.): Intelligente Sensorsysteme in der Fertigungstechnik. Berlin: Springer 1989, S. 241-264. ISBN: 3-540-51488-0.

DREGGER 1966

Dregger, E. U.: Untersuchung des stabilen und des instabilen Fräsprozesses. Diss. RWTH Aachen (1966)

DUMAS ET AL. 2010

Dumas, C.; Caro, S.; Cherif, M.; Garnier, S.; Furet, B.: A Methodology for Joint Stiffness Identification of Serial Robots. In: Luo, C. (Hrsg.): 2010 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems. Taipei, Taiwan, 18.-22.10.2010. New York: IEEE Press Books 2010, S. 464-469. ISBN: 978-1-42446-674-0.

FAASSEN 2007

Faassen, F.: Chatter Prediction and Control for High-Speed Milling. Modeling and Experiments. Diss. Eindhoven University of Technology (2007). ISBN: 978-90-386-0995-9.

FILL GMBH 2013

Fill GmbH: Produktdatenblatt: Robmill CNC Plus.
<<http://www.fill.co.at/de/holz-bau/holz/massivholzkomponenten-clt/robmill-cnc-plus/pdf/1221p359i50.html>> - 01.05.2014.

FRITZ 1998

Fritz, A. H.: Fertigungstechnik. 4 Aufl. Berlin: Springer 1998. ISBN: 3-540-63852-0.

GATTRINGER 2011

Gattringer, H.: Starr-elastische Robotersysteme. Theorie und Anwendungen. Berlin: Springer 2011. ISBN: 978-3-642-22827-8.

GERSTMANN 1991

Gerstmann, U.: Robotergenauigkeit. Der Getriebeeinfluss auf die Arbeits- und Positionsgenauigkeit. Diss. Universität Hannover (1991). Düsseldorf: VDI 1991. ISBN: 3-184-01201-8.

GRAB 1976

Grab, H.: Vermeiden von Ratterschwingungen durch periodische Drehzahlvariation. Diss. TH Darmstadt (1976)

GRÄSER 1999

Gräser, R. G.: Ein Verfahren zur Kompensation temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern. Diss. TU München (1999). München: Utz 1999. ISBN: 3-89675-603-6. (*iwb* Forschungsberichte 125).

GROSS 2012

Gross, D.: Technische Mechanik 2. Berlin: Springer 2012. ISBN: 978-3-642-19983-7.

GROSSMANN & MÜHL 2004

Grossmann, K.; Mühl, A.: Adaptiv geregeltes Fräsen auf einem Hexapoden. Dresden: addprint 2004. ISBN: 3-86005-417-1.

GROTE ET AL. 2007

Grote, K. H.; Feldhusen, J.; Dubbel, H.: Dubbel. Taschenbuch für den Maschinenbau. 22 Aufl. Berlin: Springer 2007. ISBN: 978-35-404-9714-1.

HARDEMAN 2008

Hardeman, T.: Modelling and Identification of Industrial Robots Including Drive and Joint Flexibilities. Diss. Universität Twente (2008). Enschede: PrintPartners Ipskamp 2008. ISBN: 978-90-365-2621-0.

HAYATI & MIRMIRANI 1985

Hayati, S.; Mirmirani, M.: Improving the Absolute Positioning Accuracy of Robot Manipulators. Journal of Robotic Systems 2 (1985) 4, S. 397-413.

HEINENDIRK 2008

Heinendirk, G.: Roboterinnovation für die spangebende Bearbeitung. In: Westkämper, E. (Hrsg.): 4. IPA-Workshop Bearbeiten mit Industrierobotern. Stuttgart, 25.6.2008. Stuttgart: FpF - Verein zur Förderung produktionstechnischer Forschung 2008, S. 80-92.

HÖLZL 1994

Hölzl, J.: Modellierung, Identifikation und Simulation der Dynamik von Industrierobotern. Diss. TU München (1994). Düsseldorf: VDI 1994. ISBN: 978-3-18147-208-8.

IFR STATISTICAL DEPARTMENT 2009

IFR Statistical Department: World Robotics 2009. Industrial Robots 2009. ISBN: 978-3-8163-0577-4.

IFR STATISTICAL DEPARTMENT 2013

IFR Statistical Department: World Robotics 2013. Industrial Robots 2013. ISBN: 978-3-8163-0656-6.

KALVERAM 2005

Kalveram, M.: Analyse und Vorhersage der Prozessdynamik und Prozessstabilität beim Hochgeschwindigkeitsfräsen. Diss. Universität Dortmund (2005). Essen: Vulkan-Verl 2005. ISBN: 3-8027-8729-3. (Schriftenreihe des ISF 29).

KIENZLE & VIKTOR 1952

Kienzle, O.; Viktor, H.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugmaschinen. VDI-Z 94 (1952) 11-12, S. 155-171.

KLOCKE & KÖNIG 2008

Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren. 8 Aufl. Düsseldorf: VDI 2008. ISBN: 978-3-540-23458-6.

KLUNGAUF 2010

Klungauf, W.: Kompensation aller Achsfehler in 3D. WB Werkstatt + Betrieb 143 (2010) 4, S. 77-79.

KUKA ROBOTER GMBH 2010

KUKA Roboter GmbH: KUKA.RobotSensorInterface 3.1 (2010).

LIU 1995

Liu, M. H.: Force-controlled fuzzy-logic-based robotic deburring. Control Engineering Practice 3 (1995) 2, S. 189-201.

LOSER 2011

Loser, R.: Laser Tracker and 6DoF measurement strategies in industrial robot applications. CMSC 2011: Coordinate Metrology System Conference. Phoenix, Arizona, 25.-28.7.2011 2011.

LUOA ET AL. 1998

Luo, T.; Lua, W.; Krishnamurthya, K.; McMillin, B.: A neural network approach for force and contour error control in multi-dimensional end milling operations. International Journal of Machine Tools & Manufacture 1998, S. 1343-1359. ISBN: 0890-6955.

MAIA & SILVA 1997

Maia, N.; Silva, J.: Theoretical and experimental modal analysis. Taunton: Research Studies Press 1997. ISBN: 0-471-97067-0. (Mechanical engineering research studies Engineering dynamics series 9).

MANN ET AL. 2003

Mann, H.; Schiffelgen, H.; Frieriep, R.: Einführung in die Regelungstechnik. Analoge und digitale Regelung, Fuzzy-Regler, Regler-Realisierung, Software. 9. Aufl. München: Hanser 2003. ISBN: 3-446-21980-3.

MAPAL 2013

MAPAL: Produktkatalog der *MAPAL Dr. Kress KG*: Spanntechnik 2013.

MERCHANT 1945

Merchant, M. E.: Mechanics of the Metal Cutting Process. Journal of Applied Physics 16 (1945) 5, S. 267-275.

MICHALOS ET AL. 2012

Michalos, G.; Makris, S.; Eytan, A.; Matthaiakis, S.; Chryssolouris, G.: Robot Path Correction Using Stereo Vision System. Chryssolouris, G. (Hrsg.): 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems. Athens, Greece. 16.-18.5.2012, S. 400-405.

MILBERG 1992

Milberg, J.: Werkzeugmaschinen - Grundlagen. Zerspantechnik, Dynamik, Baugruppen und Steuerungen. Berlin: Springer 1992. ISBN: 3-540-54538-7.

MOLINARI & DUDZINSKI 1992

Molinari, A.; Dudzinski, D.: Stationary shear band in high-speed machining. Comptes Rendus de l'Académie des Sciences 315 (1992) 2, S. 399-405.

NCG 2004-1

NCG 2004-1: Prüfrichtlinien und Prüfwerkstücke für hochdynamische Bearbeitungen. Fräsmaschinen und Bearbeitungszentren. Ulm: NC-Gesellschaft e.V. 2000.

NEUGEBAUER 2006

Neugebauer, R.: Parallelkinematische maschinen. Entwurf, Konstruktion, Anwendung. Berlin: Springer 2006. ISBN: 978-3-540-29939-4.

NUBIOLA & BONEV 2013

Nubiola, A.; Bonev, I. A.: Absolute calibration of an ABB IRB 1600 robot using a laser tracker. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing 29 (2013) 1, S. 236-245.

OOSTERHOFF 1994

Oosterhoff, J.: Trimmed mean or sample median? Statistics & Probability Letters 20 (1994) 5, S. 401-409.

PAN ET AL. 2006

Pan, Z.; Zhang, H.; Zhub, Z.; Wang, J.: Chatter analysis of robotic machining process. Journal of materials processing technology. Amsterdam: Elsevier 2006, S. 301-309.

PAN & ZHANG 2008

Pan, Z.; Zhang, H.: Robotic Machining from Programming to Process Control. 7th World Congress on Intelligent Control and Automation. Chongqing, China, 25.-27.6.2008. Piscataway: IEEE 2008, S. 552-558. ISBN: 978-1-42442-113-8.

PAUL 1981

Paul, R. P.: Robot manipulators. Mathematics, programming, and control. The computer control of robot manipulators. Cambridge: MIT Press 1981. ISBN: 978-0-26216-082-7.

PFEIFER ET AL. 1978

Pfeifer, T.; Wiechern, R.; Fürst, A.: Prüfwerkstücke als Kriterium zur Beurteilung der Arbeitsgenauigkeit von NC-Werkzeugmaschinen. Opladen: Westdeutscher 1978. ISBN: 978-3-53102-795-1. (Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen 2795).

PFEIFFER & HÖLZL 1993

Pfeiffer, F.; Hölzl, J.: Parameter Identification for Industrial Robots. IEEE International Symposium on Industrial Electronics. Budapest, Hungary, 1.-3.6.1993. Piscataway: IEEE 1993, S. 1468-1476. ISBN: 0-780-31228-7.

PIEPER 1968

Pieper, D. L.: The Kinematics of Manipulators Under Computer Control. Diss Stanford University (1968). (STANFORD ARTIFICIAL INTELLIGENCE REPORT AI-72)

POLYTEC 2013

Polytec: DD-900 Digital Displacement Decoder.
<http://www.polytec.com/fileadmin/user_uploads/Products/Vibrometers/OFV-Decoder/Displacement_Decoder/Documents/OM_DS_DD-900_2011_04_E.pdf> - 01.05.2014.

PUZIK 2011

Puzik, A.: Genauigkeitssteigerung bei der spanenden Bearbeitung mit Industrierobotern durch Fehlerkompensation mit 3D-Piezo-Ausgleichsaktorik. Diss. Universität Stuttgart (2011). Heimsheim: Jost Jetter 2011. ISBN: 978-3-939890-84-7. (IPA-IAO-Forschung und Praxis 513).

QUINTANA ET AL. 2008

Quintana, G.; Ciurana, J.; Teixidor, D.: A new experimental methodology for identification of stability lobes diagram in milling operations. International Journal of Machine Tools and Manufacture 48 (2008) 15, S. 1637-1645.

REINER 2011

Reiner, M. J.: Modellierung und Steuerung von strukturelastischen Robotern. Diss. TU München (2010).

ROOS 1998

Roos, E.: Anwendungsorientierte Meß- und Berechnungsverfahren zur Kalibrierung off-line programmierter Roboterapplikationen. Düsseldorf: VDI 1998. ISBN: 3-183-70908-2. (Fortschritt-Berichte VDI Reihe 8, Meß-, Steuerungs- und Regelungstechnik 709).

ROSENBAUER 1995

Rosenbauer, T.: Getriebe für Industrieroboter. Beurteilungskriterien Kenndaten Einsatzhinweise. Beurteilungskriterien, Kenndaten, Einsatzhinweise.

Diss. RWTH Aachen (1994). Aachen: Shaker 1995. ISBN: 3-8265-0398-8. (Berichte aus der Produktionstechnik 1994, 32).

ROTH ET AL. 1987

Roth, Z.; Mooring, B. W.; Ravani, B.: An Overview of Robot Calibration. IEEE Journal of Robotics and Automation 3 (1987) 5, S. 377-386.

RUSSAK 1983

Russak, W.: Eine Methode zum Vermeiden regenerativer Ratterschwingungen beim Zerspanen (insbesondere Drehen). Diss. TH Darmstadt (1983). München: Hanser 1983. ISBN: 978-3-4461-4039-4.

SCHIMMELS 1994

Schimmels, J. M.: The use of compliance and constraint for improved robotic material removal processes. International conference on Robotics and automation. San Diego, California, 08.-13.5.1994: S. 2627-2632. ISBN: 978-0-8186-5330-8.

SCHMALZRIED 2007

Schmalzried, S.: Dreidimensionales optisches Messsystem für eine effizientere geometrische Maschinenbeurteilung. Diss. Universität Karlsruhe (2007). Aachen: Shaker 2007. ISBN: 3832263349. (Forschungsberichte aus dem wbk 138).

SCHMITT 2010

Schmitt, R.: Indoor-GPS based robots as a key technology for versatile production. 41st International Symposium on and 2010 6th German Conference on Robotics. 07.-09.06.2010 2010, S. 199-205. ISBN: 978-3-8007-3273-9.

SCHMITZ & SMITH 2009

Schmitz, T. L.; Smith, K. S.: Machining Dynamics. Boston: Springer US 2009. ISBN: 978-0-387-09644-5.

SCHRÖER 1993

Schröer, K.: Identifikation von Kalibrationsparametern kinematischer Ketten. Diss. TU Berlin (1993). München: Hanser 1993. ISBN: 978-3-44-61765-08. (Produktionstechnik Berlin 126).

SCHRÖER 1998

Schröer, K.: Handbook on robot performance testing and calibration. Improvement of robot industrial standardisation (IRIS). Stuttgart: Fraunhofer-IRB 1998. ISBN: 3-8167-5200-4.

SCHUTZRECHT US 6,974,286 B2

SCHUTZRECHT USA US 6,974,286 B2 (13.12.2005). LAWSON: Deburring Tool.

SCHWENKE ET AL. 2008

Schwenke, H.; Knapp, W.; Haitjema, H.; Weckenmann, A.; Schmitt, R.; Delbressine, F.: Geometric error measurement and compensation of machines-An update. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 57 (2008) 2, S. 660-675.

SEGUY ET AL. 2010

Seguy, S.; Insperger, T.; Arnaud, L.; Dessen, G.; Peigné, G.: On the stability of high-speed milling with spindle speed variation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 48 (2010) 9-12, S. 883-895.

SEYFFERTH ET AL. 1995

Seyfferth, W.; Maghzall, A. J.; Angeles, J.: Nonlinear Modeling and Parameter Identification of Harmonic Drive Robotic Transmissions. In: Robotics and Automation Society (Hrsg.): Proceedings of 1995 IEEE International Conference on Robotics and Automation. Nagoya, Aichi, Japan, 21.-27.5.1995. Piscataway: IEEE 1995, S. 3027-3032. ISBN: 0-7803-1965-6.

SHANNON 1949

Shannon, C. E.: Communication in the Presence of Noise. *Proceedings of the IRE* 37 (1949) 1, S. 10-21.

SICILIANO & KHATIB 2008

Siciliano, B.; Khatib, O.: Springer Handbook of Robotics. Berlin: Springer 2008. ISBN: 978-3-540-23957-4.

SPATH 2002

Spath, D. (Hrsg.): ACCOMAT - Die Genauigkeitsgeregelte Maschine (Abschlussbericht). ISBN: 1618-2375.

STEIN & WEIGOLD 2006

Stein, S.; Weigold, M.: Die Lücke schließen - Trendbericht: Spanende Bearbeitung mit Industrierobotern. *WB Werkstatt + Betrieb* 139 (2006) 5, S. 34-42.

STONE 1987

Stone, H. W.: Kinematic Modeling, identification, and control of robotic manipulators. Boston, Massachusetts: Springer US 1987. ISBN: 978-1-4612-9193-0.

STRIETZEL 1996

Strietzel, R.: Fuzzy-Regelung. München: Oldenbourg 1996. ISBN: 3-486-23359-9.

STROHSCHHEIN 2011

Strohschein, D.: Experimentelle Modalanalyse und aktive Schwingungsdämpfung eines biegeelastischen Rotors. Diss. Universität Kassel (2011).

Kassel: Univ. Press 2011. ISBN: 978-38-995-8561-2. (Berichte des Instituts für Mechanik 2011, 2).

SUZUKI ET AL. 2012

Suzuki, N.; Kojima, T.; Hino, R.; Shamoto, E.: A Novel Design Method of Irregular Pitch Cutters to Attain Simultaneous Suppression of Multi-Mode Regenerations. *Procedia CIRP* 4 (2012), S. 98-102.

TAKAGI & SUGENO 1985

Takagi, T.; Sugeno, M.: Fuzzy identification of systems and its applications to modeling and control. *IEEE Transactions on Systems, Man and Cybernetics* 15 (1985) 1, S. 116-132.

THÜMMEL 2007

Thümmel, M.: Modellbasierte Regelung mit nichtlinearen inversen Systemen und Beobachtern von Robotern mit elastischen Gelenken. Diss. TU München (2006).

TIETZE & SCHENK 1993

Tietze, U.; Schenk, C.: Halbleiter-Schaltungstechnik. 10. Aufl. Berlin: Springer 1993. ISBN: 3-540-56184-6.

TÖNSHOFF 1995

Tönshoff, H. K.: Werkzeugmaschinen. Grundlagen. Berlin: Springer 1995. ISBN: 3-540-58674-1.

TOTIS 2009

Totis, G.: RCPM-A new method for robust chatter prediction in milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49 (2009) 3-4, S. 273-284.

TOTIS ET AL. 2014

Totis, G.; Albertelli, P.; Sortino, M.; Monno, M.: Efficient evaluation of process stability in milling with Spindle Speed Variation by using the Chebyshev Collocation Method. *Journal of Sound and Vibration* 333 (2014) 3, S. 646-668.

VDI 3830-5

VDI 3830-5: Werkstoff- und Bauteildämpfung. Versuchstechniken zur Ermittlung von Dämpfungskenngrößen. Düsseldorf: VDI 2005.

VDI/DGQ 3441

VDI/DGQ 3441: Statistische Prüfung der Arbeits- und Positioniergenauigkeit von Werkzeugmaschinen. Grundlagen. Düsseldorf: VDI 1977.

VDI/DGQ 3443

VDI/DGQ 3443: Statistische Prüfung der Arbeitsgenauigkeit von Fräsmaschinen. Düsseldorf: VDI 1977.

VDW 2013

VDW: Die deutsche Werkzeugmaschinenindustrie im Jahr 2012. Frankfurt: VDW 2013

VEITSCHEGGER & WU 1987

Veitschegger, W.; Wu, C. H.: A method for calibrating and compensating robot kinematic errors. International Conference on Robotics and Automation. Albuquerque, New Mexico, 20.-25.4.1997. Piscataway: IEEE 1997, S. 39-44. ISBN: 978-0-7803-3612-4.

WAGNER 1998

Wagner, R.: Robotersysteme zum kraftgeführten Entgraten grobtolerierter Leichtmetallwerkstücke mit Fräswerkzeugen. Diss. Universität Stuttgart (1998). Berlin: Springer 1998. ISBN: 3-540-65404-6. (ISW-Forschung und Praxis 125).

WANG ET AL. 2012

Wang, D.; Bai, Y.; Zhao, J.: Robot manipulator calibration using neural network and a camera-based measurement system. Transactions of the Institute of Measurement and Control 34 (2012) 1, S. 105-121.

WANG ET AL. 2009

Wang, J.; Zhang, H.; Fuhlbrigge, T.: Improving Machining Accuracy with Robot Deformation Compensation. In: IEEE (Hrsg.): IEEE/RSJ International Conference on Robots and Intelligent Systems. St. Louis, USA, 11.-15.10.2009. Piscataway: IEEE 2009, S. 3826-3831.

WASMANN 1996

Wasmann, U.: Versuchsgestützte Modellierung von Werkzeugmaschinen auf der Grundlage statischer Nachgiebigkeiten. Diss. Universität Hannover (1995). Düsseldorf: VDI 1996. ISBN: 3-183-26301-7. (Fortschritt-Berichte VDI. Reihe 1, Konstruktionstechnik/Maschinenelemente 263).

WEBER 2002

Weber, W.: Industrieroboter. Methoden der Steuerung und Regelung. München: Carl-Hanser 2002. ISBN: 3-446-21604-9.

WECK & BRECHER 2005

Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen 1 - Maschinenarten und Anwendungsbereiche. 6 Aufl. Berlin: Springer 2005. ISBN: 9783540225041.

WECK & BRECHER 2006A

Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen. Konstruktion und Berechnung. 8 Aufl. Berlin: Springer 2006. ISBN: 978-3-54022-502-7.

WECK & BRECHER 2006B

Weck, M.; Brecher, C.: Werkzeugmaschinen. Messtechnische Untersuchung und Beurteilung, dynamische Stabilität. 7 Aufl. Berlin: Springer 2006. ISBN: 3-540-22505-6.

WEI ET AL. 2013

Wei, T.; Weixue, Z.; Wei, Z.; Wenhe, L.; Yuanfan, Z.: Auto-normalization Algorithm for Robotic Precision Drilling System in Aircraft Component Assembly. Chinese Journal of Aeronautics 26 (2013) 2, S. 495-500.

WEIGOLD 2008

Weigold, M.: Kompensation der Werkzeugabdrängung bei der spanenden Bearbeitung mit Industrierobotern. Diss. TU Darmstadt (2008). Aachen: Shaker 2008. ISBN: 978-3-83227-178-7. (Schriftenreihe des PTW).

WEINDORF 1992

Weindorf, T.: Schwingungen beim Schaftfräsen. Modellgestützte Analyse des Schwingungsverhaltens, Ratterursachen, Abhilfemassnahmen. Diss. TU Hamburg-Harburg (1991). Düsseldorf: VDI 1992. ISBN: 3-181-43502-3. (Fortschritt-Berichte VDI Fertigungstechnik 235).

WIEST 2001

Wiest, U.: Kinematische Kalibrierung von Industrierobotern. Diss. Universität Karlsruhe (2001). Aachen: Shaker 2001. ISBN: 978-3-82658-609-5. (Berichte aus der Automatisierungstechnik).

WINKLER 2008

Winkler, A.: Kraftbasierte Mensch-Roboter-Interaktion. Handführen von Industrierobotern. Diss. TU Chemnitz (2006). Saarbrücken: VDM Verlag Müller 2008. ISBN: 3-639-07286-3.

XIAO ET AL. 2011

Xiao, W.; Strauß, H.; Loohß, T.; Hoffmeister, H. W.; Hesselbach, J.: Closed-form inverse kinematics of 6R milling robot with singularity avoidance. Production Engineering 5 (2011) 1, S. 103-110.

ZÄH ET AL. 2008

Zäh, M. F.; Bonin, T.; Rösch, O.: Simulation of operating deflection shapes of a gearshaping machine with flexible multi-body systems. NAFEMS-Seminar: Interaction of Simulation and Testing. New Requirements and New Opportunities in Structural Dynamics. Wiesbaden: 12.-13.11.2008.

ZADEH 1965

Zadeh, L. A.: Zadeh_Fuzzy Sets. Information and Control 8 (1965), S. 338-353.

ZHANG 2005

Zhang, G.: Machining with flexible manipulator: toward improving robotic machining performance. IEEE/ASME International Conference on Advanced Intelligent Mechatronics. Monterey, California, 24.-28.7.2005 2005, S. 1127-1132.

ZHANG ET AL. 2012

Zhang, X.; Yang, W.; Cheng, X.; Zhu, W.: A Practical Calibration Method for Spray Painting Robot in Factory. In: Su, C. Y. et al. (Hrsg.): Intelligent robotics and applications. Montreal, Canada, 3.-5.10.2012. Heidelberg: Springer 2012, S. 164-173. ISBN: 978-3-642-33508-2.

ZILIANI ET AL. 2007

Ziliani, G.; Visioli, A.; Legnani, G.: A mechatronic approach for robotic deburring. Mechatronics 17 (2007) 8, S. 431-441.

11 Anhang

11.1 Identifikation einer geeigneten Messkonfiguration

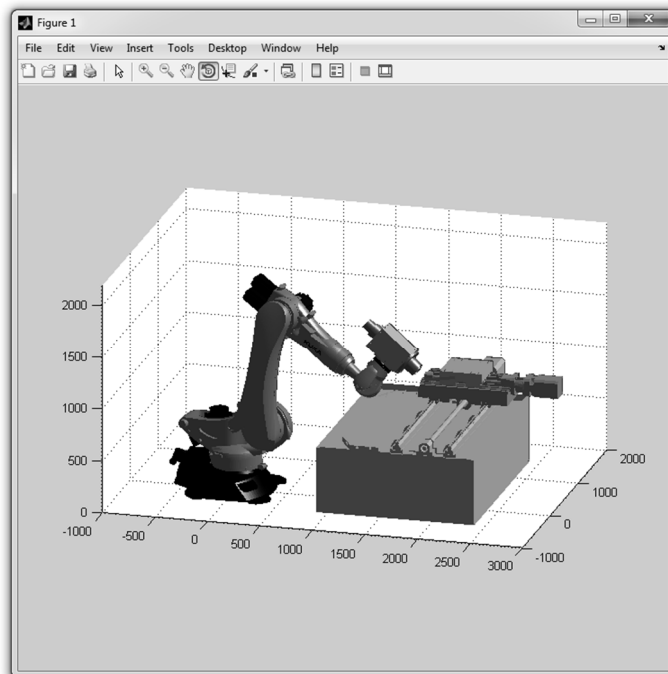
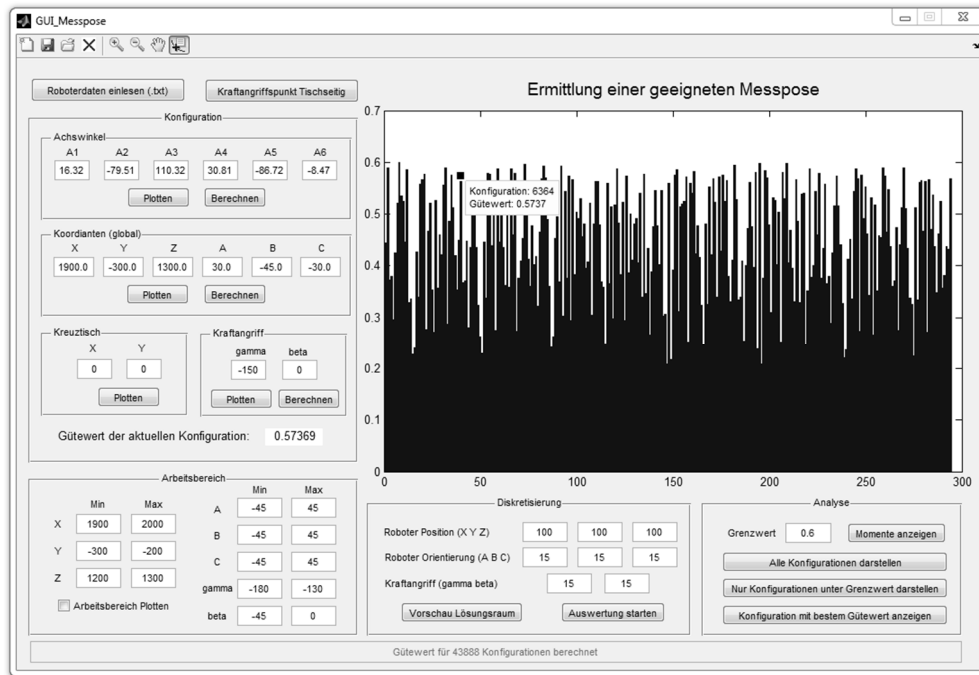


Abbildung A-1: Graphische Benutzeroberfläche der Simulationsumgebung zur Ermittlung einer geeigneten Messkonfiguration

11.2 Validierung des Steifigkeitsmodells

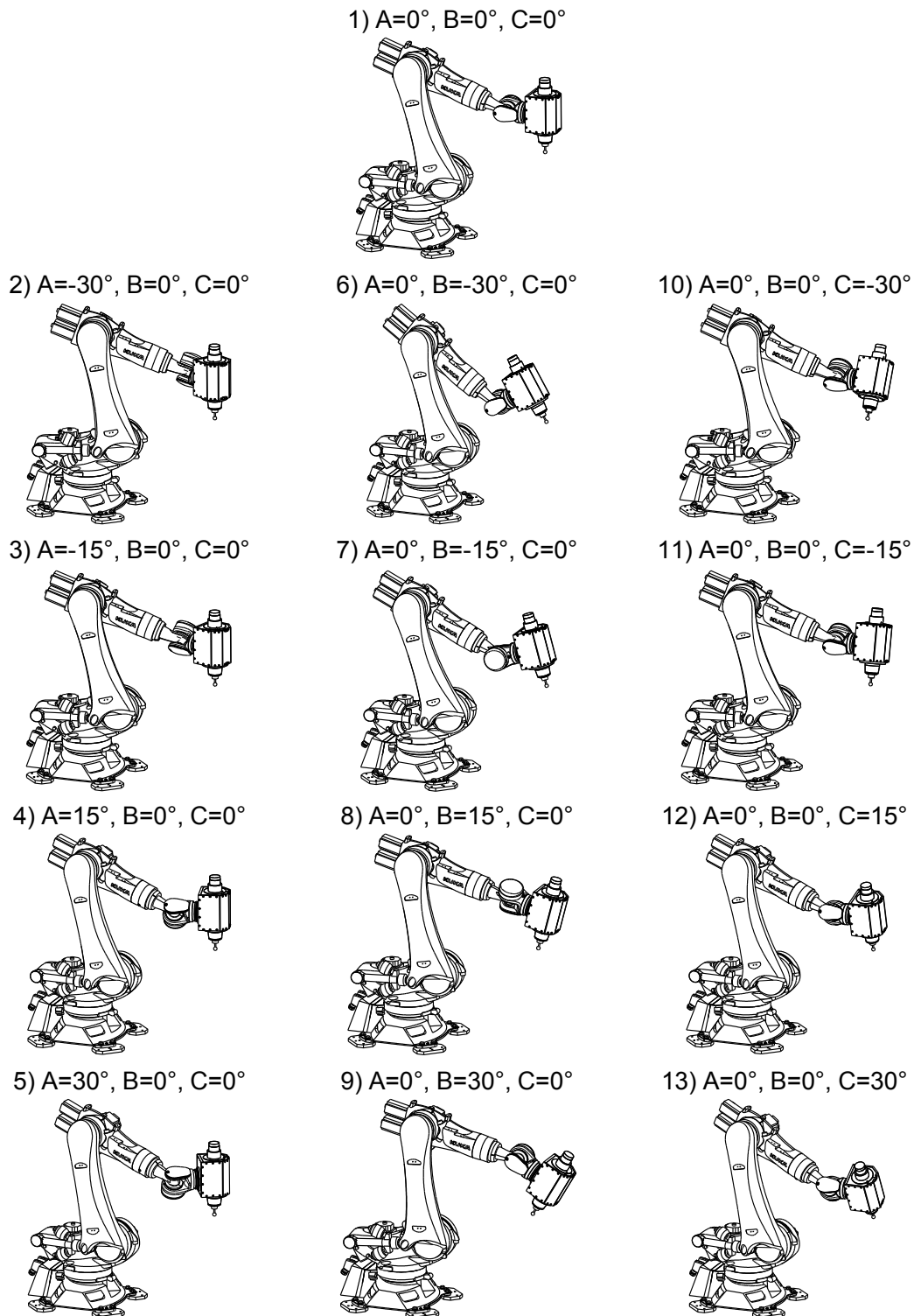


Abbildung A-2: Messposen zur Validierung des Steifigkeitsmodells des Roboters vom Typ KR 240 R2500 prime im Arbeitsbereich 1 ($X=1663, Y=0, Z=980$)

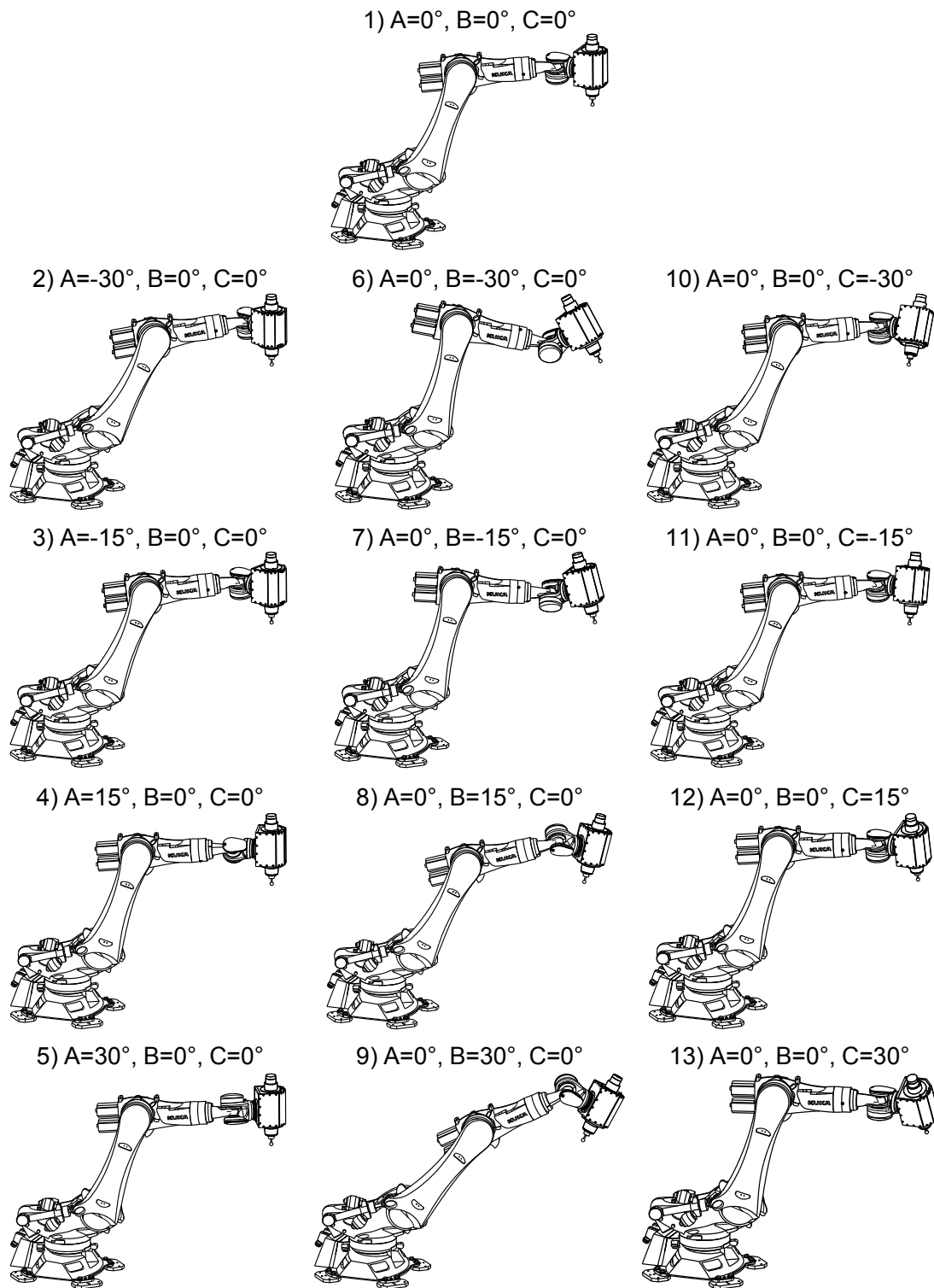


Abbildung A-3: Messposen zur Validierung des Steifigkeitsmodells des Roboters vom Typ KR 240 R2500 prime im Arbeitsbereich 2 ($X=2050$, $Y=645$, $Z=1358$)

11.3 Verzeichnis betreuter Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) in den Jahren 2009 bis 2014 unter der wissenschaftlichen Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten, deren Ergebnisse in Teilen in die vorliegende Dissertation eingeflossen sind. Der Autor dankt allen Studenten herzlich für ihr Engagement bei der Unterstützung seiner wissenschaftlichen Arbeit.

Name	Titel der Arbeit
Fekete, Gerold	Regelungstechnische Optimierung der Abdrängungskompensation bei der Fräsbearbeitung mit einem Industrieroboter (2014)
Fekete, Gerold	Entwicklung eines Simulationsmodells zur sensorlosen Identifikation der Prozesskräfte beim Fräsen mit einem Industrieroboter (2012)
Fella, Lukas	Experimentelle Untersuchung des Bearbeitungsverhaltens eines Fräsroboters (2012)
Hammami, Woidy	Implementierung eines Matlab-Programms mit grafischer Benutzeroberfläche zur effizienten Schwingungsanalyse (2011)
Hermann, Patrick	Entwicklung einer CAD/CAM-Schnittstelle zur Fertigung komplexer Bauteile mit einem Fräsroboter (2013)
Odenthal, Thomas	Implementierung einer effizienten Regelstrategie zur aktiven Dämpfung von Ratterschwingungen bei einem Fräsroboter (2012)
Popp, Richard Sung-Hyon	Steuerungstechnische Kompensation der Werkzeugabdrängung bei der Fräsbearbeitung mit Industrierobotern (2012)
Popp, Richard Sung-Hyon	Aufbau eines verfahrenbaren Mehrkörpermodells eines KR100-Industrieroboters (2010)

11.4 Zusammenstellung der im Rahmen der Dissertation genannten Unternehmen

Name	Titel der Arbeit
Righi, Niklas	Implementierung eines Reglers zur Kompensation prozessbedingter Verlagerungen beim Fräsen mit einem Industrieroboter (2012)
Topoll, Thomas	Automatisierte MKS-Modellierung von Werkzeugmaschinen (2009)
von Rottkay, Hans Georg	Experimentelle Identifikation der Gelenksteifigkeiten eines Fräsroboters (2011)
von Rottkay, Hans Georg	Aufbau eines flexiblen Mehrkörpermodells eines KR100-Industrieroboters (2011)

11.4 Zusammenstellung der im Rahmen der Dissertation genannten Unternehmen

Unternehmen	Homepage
<i>ABB AB</i>	http://www.abb.com
<i>AIRBUS HELICOPTERS DEUTSCHLAND GmbH</i>	http://www.airbushelicopters.com
<i>A-Quadrat Automation GmbH</i>	http://www.a-quadrat.eu
<i>BEAK electronic engineering</i>	http://www.beak-electronic.de
<i>burster praezisionsmesstechnik gmbh & co kg</i>	http://www.burster.de
<i>Carl Zeiss AG</i>	http://www.zeiss.de
<i>CSA Engineering</i>	http://www.csaengineering.com
<i>Dytran Instruments, Inc.</i>	http://www.dytran.com
<i>Festo AG & Co. KG</i>	http://www.festo.de
<i>Fill GmbH</i>	http://www.fill.at
<i>Hartmetallwerkzeugfabrik Andreas Maier GmbH (HAM)</i>	http://www.ham-tools.com

Unternehmen	Homepage
<i>Hoffmann GmbH Qualitätswerkzeuge</i>	http://www.hoffmann-group.com
<i>HSD Deutschland GmbH</i>	http://www.hsddeutschland.de
<i>Isios GmbH</i>	http://www.isios.de
<i>Karl E. Brinkmann GmbH (KEB)</i>	http://www.keb.de
<i>Kistler Instrumente AG</i>	http://kistler.com
<i>KUKA Roboter GmbH</i>	http://www.kuka-robotics.com
<i>Leica Geosystems GmbH</i>	http://www.leica-geosystems.de
<i>Manufacturing Automation Laboratories Inc.</i>	http://www.malinc.com
<i>MAPAL Dr. Kress KG</i>	http://www.mapal.com
<i>National Instruments Germany GmbH</i>	http://germany.ni.com
<i>Opal-RT Technologies Inc.</i>	http://www.opal-rt.com
<i>Polytec GmbH</i>	http://www.polytec.com
<i>Precon Robotics GmbH</i>	http://www.precon.com
<i>QNX Software Systems Limited</i>	http://www.qnx.de
<i>Reis GmbH & Co. KG Maschinenfabrik</i>	http://www.reisrobotics.de
<i>Robo Technology GmbH</i>	http://www.robo-technology.de
<i>Stäubli GmbH</i>	http://www.staeubli.de
<i>The MathWorks, Inc.</i>	http://www.mathworks.com
<i>Wiest AG</i>	http://www.wiest-ag.de

11.5 Zusammenstellung der im Rahmen der Dissertation verwendeten Software

Software	Version	Hersteller
Matlab®	R2008a	MAPAL Dr. Kress KG
Simulink®	7.1	The MathWorks Inc.
PSV	8.8	Polytec
RSI	3.1	KUKA
QNX® Neutrino® RTOS	6.3.2	QNX Software Systems Limited
RT-Lab	8.2.1	Opal-RT Technologies Inc.
CutPro	10	Manufacturing Automation Laboratories Inc.
LabVIEW	2010	National Instruments Germany GmbH

11.6 Zusammenstellung der im Rahmen der Dissertation verwendeten Fräswerkzeuge

Fräser	Zähnezahl	D in mm	Hersteller
Garant 202555	4	12	Hoffmann GmbH Qualitätswerkzeuge
HAM 434	3	16	Hartmetallwerkzeugfabrik Andreas Maier GmbH
M3033	3	16	MAPAL Dr. Kress KG
M3046	5	16	MAPAL Dr. Kress KG
M3078	4	16	MAPAL Dr. Kress KG
M3090	4	16	MAPAL Dr. Kress KG
SCM 250	3	12	MAPAL Dr. Kress KG

Fräser	Zähnezahl	D in mm	Hersteller
<i>SCM 250</i>	3	16	<i>MAPAL Dr. Kress KG</i>
<i>SCM 270</i>	3	12	<i>MAPAL Dr. Kress KG</i>
<i>SCM 270</i>	3	16	<i>MAPAL Dr. Kress KG</i>