

Forschungsberichte

Band 125

Ralf-Gunter Gräser

***Ein Verfahren zur Kompensation
temperaturinduzierter Verformungen
an Industrierobotern***

***herausgegeben von
Prof. Dr.-Ing. G. Reinhart***

Herbert Utz Verlag



Forschungsberichte IWB

Berichte aus dem Institut für Werkzeugmaschinen
und Betriebswissenschaften
der Technischen Universität München

herausgegeben von

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart
o. Professor an der Technischen Universität München
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften

Die Deutsche Bibliothek · CIP-Einheitsaufnahme

Gräser, Ralf-Gunter:

Ein Verfahren zur Kompensation temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern /
Ralf-Gunter Gräser. -

München : Utz, Wiss., 1999

(Forschungsberichte IWB ; 125)

Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 1999

ISBN 3-89675-603-6

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt. Die dadurch begründeten Rechte, insbesondere die der Übersetzung, des Nachdrucks, der Entnahme von Abbildungen, der Wiedergabe auf photomechanischem oder ähnlichem Wege und der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen bleiben, auch bei nur auszugsweiser Verwendung, vorbehalten.

Copyright © Herbert Utz Verlag GmbH 1999

ISBN 3-89675-603-6

Printed in Germany

Herbert Utz Verlag GmbH, München
Tel.: 089/27791-00 · Fax: 089/27791-01

Geleitwort der Herausgeber

Die Produktionstechnik ist für die Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung. Denn die Leistungsfähigkeit eines Industriebetriebes hängt entscheidend von den eingesetzten Produktionsmitteln, den angewandten Produktionsverfahren und der eingeführten Produktionsorganisation ab. Erst das optimale Zusammenspiel von Mensch, Organisation und Technik erlaubt es, alle Potentiale für den Unternehmenserfolg auszuschöpfen.

Um in dem Spannungsfeld Komplexität, Kosten, Zeit und Qualität bestehen zu können, müssen Produktionsstrukturen ständig neu überdacht und weiterentwickelt werden. Dabei ist es notwendig, die Komplexität von Produkten, Produktionsabläufen und -systemen einerseits zu verringern und andererseits besser zu beherrschen.

Ziel der Forschungsarbeiten des *iwb* ist die ständige Verbesserung von Produktentwicklungs- und Planungssystemen, von Herstellverfahren und Produktionsanlagen. Betriebsorganisation, Produktions- und Arbeitsstrukturen sowie Systeme zur Auftragsabwicklung werden unter besonderer Berücksichtigung mitarbeiterorientierter Anforderungen entwickelt. Die dabei notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades darf jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung des Menschen in den Produktentstehungsprozeß spielen deshalb eine sehr wichtige Rolle.

Die im Rahmen dieser Buchreihe erscheinenden Bände stammen thematisch aus den Forschungsbereichen des *iwb*. Diese reichen von der Produktentwicklung über die Planung von Produktionssystemen hin zu den Bereichen Fertigung und Montage. Steuerung und Betrieb von Produktionssystemen, Qualitätssicherung, Verfügbarkeit und Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den *iwb*-Forschungsberichten werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des *iwb* veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und dem Anwender in der Praxis zu verbessern.

Gunther Reinhart

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart, dem Leiter dieses Instituts, gilt mein besonderer Dank für die wohlwollende Förderung und großzügige Unterstützung meiner Arbeit.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Uwe Heisel, dem Direktor des Instituts für Werkzeugmaschinen der Universität Stuttgart, möchte ich mich für die Übernahme des Korreferates und die aufmerksame Durchsicht der Arbeit sehr herzlich bedanken, bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Heinzl für die Übernahme des Vorsitzes.

Darüber hinaus bedanke ich mich bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Instituts sowie allen Studenten, die mich bei der Erstellung meiner Arbeit unterstützt haben, recht herzlich.

Nicht zuletzt gilt ein ganz besonderer Danke meiner Frau Angelika, die mich mit ihrer mentalen Unterstützung sowie ihrer unermüdlichen Geduld bei der Erstellung der Arbeit entscheidend motiviert hat.

München, im Juli 1999

Ralf-Gunter Gräser

Inhaltsverzeichnis

1 Motivation	1
2 Ziel der Arbeit	5
2.1 Zielsetzung.....	5
2.2 Gliederung der Arbeit.....	7
3 Stand der Technik.....	9
3.1 Kinematikstrukturen bei Industrierobotern	9
3.2 Genauigkeitskenngrößen bei Industrierobotern.....	12
3.2.1 Stand der Normung.....	12
3.2.2 Kenngrößen für Industrieroboter	13
3.2.2.1 Stationäre Kenngrößen	14
3.2.2.2 Instationäre Kenngrößen.....	16
3.2.3 Einflüsse auf die Genauigkeitskenngrößen	19
3.2.3.1 Fertigungs- und montagebedingte Einflüsse.....	20
3.2.3.2 Thermische Einflüsse	21
3.3 Lösungsansätze zur Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern.....	24
3.3.1 Optimierung des stationären Verhaltens mittels Kalibrierverfahren.....	24
3.3.1.1 Möglichkeiten zur Modellierung kinematischer Ketten .	24
3.3.1.2 Identifikation von Modellparametern	27
3.3.1.3 Steigerung der stationären Genauigkeit.....	30
3.3.2 Verbesserung des thermischen Verhaltens	32
3.4 Defizite bekannter Optimierungsverfahren	36
4 Konzeption des Kalibrierverfahrens	38
4.1 Temperaturverformungsverhalten von Industrierobotern	38
4.2 Gesamtstruktur des Kalibrierverfahrens	40
4.2.1 Grundkalibrierung nach der Montage des Roboters	41
4.2.2 Kalibrierung während des Betriebs	43
4.3 Beurteilung der Leistungsfähigkeit des Kalibrierverfahrens.....	45
4.3.1 Vorteile der steuerungstechnischen Kompensation.....	45

4.3.2	Grenzen der steuerungstechnischen Kompensation	45
4.4	Anforderungsprofil für das Kalibrierverfahren	48
4.4.1	Anforderungen an die Grundkalibrierung.....	48
4.4.2	Anforderungen an die Kalibrierung im Betrieb	50
5	Temperaturabhängiges Verformungsverhalten von Industrierobotern .	52
5.1	Theoretische Grundlagen der thermischen Verformung.....	52
5.1.1	Thermische Längen- und Volumenausdehnung	52
5.1.2	Thermische Biegung	54
5.1.3	Beharrungstemperatur	55
5.2	Ergebnisse experimenteller Untersuchungen an Industrierobotern	56
5.2.1	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung.....	57
5.2.2	Verformungen an Achsverbindungselementen.....	60
5.2.3	Verformungen an Bewegungsachsen	64
5.2.4	Überlagerung von Einzelverformungen	68
6	Entwicklung des Kalibrierverfahrens.....	75
6.1	Methode zur Ermittlung und Auswahl thermischer Parameter	75
6.1.1	Verformung an Achsverbindungselementen: Thermische Parameter 1. Art.....	77
6.1.2	Positionierfehler bei Bewegungsachsen: Thermische Parameter 2. Art.....	81
6.1.2.1	Ermittlung thermischer Parameter 2. Art bei serieller Kinematikstruktur.....	83
6.1.2.2	Ermittlung thermischer Parameter 2. Art bei serieller Kinematikstruktur mit geschlossener Teilkette.....	86
6.1.3	Auswahl signifikanter thermischer Parameter.....	89
6.2	Erstellung des thermischen Fehlermodells für 6-Achsen Vertikalknickarmroboter	90
6.2.1	Industriell eingesetzte Koordinatentransformation bei Vertikalknickarmrobotern - Nominale Modellierung	91
6.2.2	Implementierung thermischer Parameter bei nominaler Modellierung.....	94
6.2.3	Vollständige Implementierung thermischer Parameter durch homogene Transformationen.....	96

6.3	Identifikation der thermischen Parameter im Betrieb.....	104
6.3.1	Aufstellung der Zielfunktion.....	105
6.3.2	Optimierungsverfahren zur Lösung der Zielfunktion.....	106
6.3.3	Kalibrierpositionen für die Kompensation im Betrieb	108
6.4	Vorgehensweise zur Integration des Kalibrierverfahrens in eine Applikation	112
6.4.1	Auswahl und Integration des Meßsystems	113
6.4.2	Aufbau des Kompensationskreises.....	114
6.4.3	Schritte zur Inbetriebnahme des Gesamtsystems	117
7	Anwendungsbeispiel	119
7.1	Ausgangssituation.....	119
7.2	Systemkomponenten der realisierten Testapplikation	120
7.3	Erprobung des Kalibrierverfahrens	124
7.3.1	Durchführung der Grundkalibrierung	124
7.3.2	Implementierung der Kompensation in die Testapplikation	132
7.3.3	Erzielter Kompensationseffekt	136
7.4	Bewertung des entwickelten Kalibrierverfahrens.....	138
7.4.1	Robotergestützte Inline-Meßtechnik im Vergleich zu herkömmlichen Meßmitteln	139
7.4.2	Vergleich unterschiedlicher Verfahren zur Minimierung der Temperaturdrift.....	140
8	Zusammenfassung und Ausblick.....	146
9	Literaturverzeichnis	149

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen

Großbuchstaben

AP	Positions-Genauigkeit
$AP_{a,b,c}$	Orientierungs-Genauigkeit
C_i	Prüfebene
$D_{x,y,z}$	Drehmatrix
$D_{x_0} F(x_0)$	Jacobimatrix der Funktion F im Punkt x_0
G_i	Schwerpunkt der Istposen bei der Anfahrrichtung i
L	Länge der Diagonalen
MI_{Pos}	Position des Flanschmittelpunktes
MI_{Ori}	Orientierung des Koordinatensystems im Flanschmittelpunkt
$M^th(a)$	In der Achskonfiguration a gemessene Temperaturdrift am TCP
RP	Positions-Wiederholgenauigkeit
$RP_{a,b,c}$	Orientierungs-Wiederholgenauigkeit
T_i	Temperatur zum Zeitpunkt i
T^th	Transformation vom Basiskoordinatensystem zum TCP
V_{AE}^th	Verformungsvektor Achselement
WCP_{Pos}	Position des Handgelenks

Kleinbuchstaben

a_i	Achsstellungen
a_{ij}	Koordinate einer Matrix (i Zeile, j Spalte)
c	nominale Länge Oberarm
Δc	thermisch bedingte Längenänderung Oberarm
dAP	Drift der Pose-Genauigkeit
dRP	Drift der Pose-Wiederholgenauigkeit

d_{PosGes}	Gesamtabweichung
f	Biegung
f(x)	Funktion f vom Wert x
g	Anzahl der Bewegungsachsen
h	Balkenhöhe
h	Geberwerte der Bewegungsachsen
i	Laufvariable
j	Laufvariable
k	Laufvariable
l_{T_0}	Spindellänge bei Umgebungstemperatur
l_{T_i}	Spindellänge bei T_i
l_0	Ausgangslänge
Δl	Längenänderung
n	Dimension des Parametersatzes
p_i	Prüfposen
$p_{i,j}^{th}$	Temperaturabhängiger Positionsvektor
p^{th}	Parametersatz des thermischen Fehlermodells
$q = G(h)$	Übertragungsfunktion G des Modells der Antriebselemente, beschreibt die Gelenkstellungen q als Funktion der Geberwerte h der Bewegungsachsen
s	Verfahrweg
v_{TCP}^{th}	Thermisch bedingte Gesamtverlagerung am TCP
X	Balkenachse
Δx	Positionsabweichung am TCP in x-Richtung
Δy	Positionsabweichung am TCP in y-Richtung
Δz	Positionsabweichung am TCP in z-Richtung

Griechische Buchstaben

α_i^{th}	Thermisch bedingte Schiefstellung
$\Delta \alpha$	Thermisch bedingte Fehlstellung

$\Delta\varphi^{th}$	Thermisch bedingte Schiefstellung der translatorischen z-Achse
$\Delta\vartheta$	Temperaturänderung
ϑ_i	Achswinkel
$\Delta\vartheta_i^{th}$	thermisch bedingte Winkelabweichungen
\mathcal{R}^n	Reelle Zahlen: mathematischer Raum der Dimension n
v_{AP}	Streuung der Mehrfachrichtungspose-Genauigkeit

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen und Symbole

BKS	Basiskoordinatensystem
CCD	Charged Coupled Device
FEM	Finite-Elemente-Methode
IPC	Industrie-PC
LSB	Latin Square Ball
LVDT	Linear Variable Differential Transformer
MI	Mounting Interface (Position des Flanschmittelpunktes)
PC	Personal Computer
SCARA	Selective Compliance Assembly Robot Arm
SPC	Statistische Prozeßregelung
TCP	Tool-Center-Point
WCP	Wrist Cener Point (Position des Handgelenks)
ZB	Zusammenbau, Bereich der Montage im Rohbau der Automobilindustrie
$[a_{ij}]$	Matrix (i Zeilen, j Spalten) mit den Koordinaten a_{ij}
$ x $	Betrag einer Zahl oder eines Vektors
$\ x\ $	Euklidische Norm eines Vektors

1 Motivation

Nicht nur in Deutschland gewinnen in vielen Bereichen der Produktionstechnik Automatisierungsbestrebungen aufgrund der schwieriger werdenden internationalen Wettbewerbssituation ständig mehr an Bedeutung. Zunehmende Personalkosten und steigende Qualitätsanforderungen an die Produkte sind zwei Faktoren, die diesen Trend maßgeblich beeinflussen. Vor dem Hintergrund sinkender Losgrößen und verkürzten Produktlebenszyklen bei gleichzeitiger Steigerung der Variantenvielfalt kommt insbesondere der flexiblen Automatisierung eine Schlüsselposition zu. Eine entscheidende Rolle bei der erfolgreichen Umsetzung dieser Automatisierungsbestrebungen spielt die Leistungsfähigkeit der zum Einsatz kommenden Einzelkomponenten.

In vielen Bereichen konnte die Produktivität durch den Einsatz von Industrierobotern für einfache, immer wiederkehrende Aufgaben schon in den frühen 70er Jahren erheblich gesteigert werden. Zunächst konnten die Roboter aufgrund ihrer geringen Wiederholgenauigkeit von $\geq \pm 1$ mm nur für einfache „Pick and Place“-Aufgaben, wie beispielsweise zum Einlegen sowie Palettieren an Pressen und Spritzgußmaschinen, eingesetzt werden. In der Automobilindustrie wurden die Roboter zu diesem Zeitpunkt hauptsächlich zum Punktschweißen, zum Handhaben schwerer Bauteile sowie zum Lackieren verwendet (KREUZER ET AL. 1994, HERRMANN 1975).

Seit der Einführung von Industrierobotern führten Verbesserungen in den Bereichen Mechanik, Steuerung sowie Meß- und Antriebstechnik bis Anfang der Neunziger Jahre zu einer Verbesserung der Wiederholgenauigkeit um den Faktor 100 (HASEGAWA 1973, BEHRENS UND BERG 1987, N.N. 1992, PRITCHOW ET AL. 1994). Dies ermöglichte den Robotereinsatz in neuen Anwendungsfeldern, wie beispielsweise dem Entgraten, Kleben, Handhaben oder Montieren (KIMMELMANN 1991, MOCTEZUMA 1995, TRUNZER 1996, SCHULLER 1998).

Aufgrund der erhöhten Komplexität dieser neuen Anwendungsfelder stieg jedoch auch der Aufwand hinsichtlich der Programmerstellung nach dem Teach-In Verfahren erheblich an. Damit verbunden sind längere Stillstandszeiten des Roboters und ein Produktionsausfall für den Zeitraum der Programmerstellung. Zur Reduktion dieser Ausfallzeiten wurden mittlerweile technisch sehr ausgereifte Offline Programmiersysteme entwickelt, die eine Programmierung am Rechner, parallel zur Betriebszeit der Anlage ermöglichen (DEUTSCHLÄNDER 1986, MILBERG UND DIESS 1987, THATER 1993, BAUER 1998).

Die direkte Übertragung der offline generierten Roboterprogramme auf die Anlage scheitert jedoch immer noch oft an der mangelhaften Absolutgenauigkeit der Robotersysteme. Diese ist bedingt durch systematische Abweichungen zwischen realem Roboter und dem im Programmiersystem sowie in der Robotersteuerung hinterlegten Modell der mechanischen Roboterstruktur. Ursache dieser Abweichung sind hauptsächlich Fertigungs- und Montagetoleranzen. Eine geringere Abweichung zwischen Modell und Realität könnte prinzipiell durch eine Reduzierung der Toleranzbreiten erreicht werden, was aufgrund des damit verbundenen Kostenanstiegs nicht wirtschaftlich ist.

Aus diesem Grund wurden in zahlreichen Arbeiten (z.B. SCHÖER 1993, DIEWALD 1995) Kalibrierverfahren entwickelt, die ohne kostenintensive, konstruktive Veränderungen mittels Parameteridentifikation einen sehr guten Abgleich zwischen Modell und Realität ermöglichen. Damit wird für einen genau definierten Betriebszustand, den sogenannten Identifikationsbedingungen, eine Steigerung der Absolutgenauigkeit in den Bereich der systembedingten Wiederholgenauigkeit ermöglicht. Marktführende Roboterhersteller arbeiten derzeit an der Implementierung dieser Kalibrierverfahren.

Die Genauigkeit eines Industrieroboters wird jedoch nicht nur durch fertigungs- und montagebedingte Fehler negativ beeinflusst, sondern auch durch thermische Störeinflüsse. Durch eine Erwärmung oder Abkühlung der mechanischen Roboterstruktur aufgrund innerer und äußerer Wärmequellen werden erhebliche Positionierfehler während des Betriebs hervorgerufen (Bild 1.1).

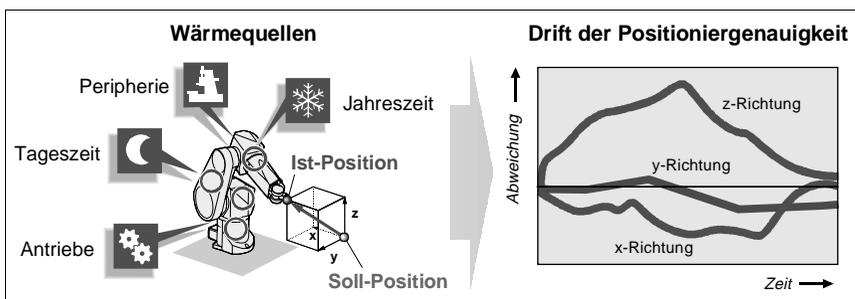


Bild 1.1: Auswirkungen innerer und äußerer Wärmequellen

Temperaturunterschiede von 20 Kelvin in den mechanischen Bauteilen sind realistisch – die resultierende Längenänderung für einen Roboterarm aus Stahlguß von einem Meter Länge beträgt dabei theoretisch bereits 0,23 mm

(REINHART ET AL. 1995). Insbesondere durch die Verlustleistung in den Antrieben, die spielarme Auslegung von Getrieben und Lagerungen verändert sich die Temperaturverteilung in den Roboterbauteilen. Wärmeströme von Heizungen und benachbarten Maschinen sowie freie Konvektion oder Temperaturschichtungen in der Produktionshalle haben zudem einen erheblichen Einfluß (WECK UND ECKSTEIN 1986).

Wie RICHTER (1997) in seinen Untersuchungen festgestellt hat, bildet sich in Abhängigkeit der konstruktiven Merkmale, d.h. der Formen, der Dimensionen und der thermischen Eigenschaften einzelner Bauelemente und Baugruppen, ein instationäres Temperaturfeld über der Roboterstruktur. Dieses Temperaturfeld verursacht ein- oder mehrdimensionale thermisch bedingte Verformungen (Längenänderung, thermische Biegung sowie Torsion) in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften. Maßgeblich sind die Wärmeleitfähigkeit und der Ausdehnungskoeffizient. Die Summe dieser Auswirkungen führt zu Abweichungen des Roboters bezüglich programmierter Positionen oder Bahnen der sogenannten Temperaturdrift. Die Größe der Abweichungen ist bedingt durch die aktuelle Achsstellung, da sich die Verformung der einzelnen Achsverbindungselemente der kinematischen Kette je nach relativer Stellung zueinander verstärken sowie teilweise oder auch ganz aufheben können. Im ungünstigen Fall kann die Temperaturdrift Werte von > 1 mm hervorrufen.

Zur Gewährleistung gleichbleibend guter Prozeßergebnisse versucht man heute dieser Problematik dadurch entgegenzuwirken, daß abhängig von tageszeitbedingten Temperaturschwankungen, unterschiedliche Bewegungsprogramme in der Robotersteuerung aktiviert werden. Die aktuelle Temperaturdrift kann so zumindest grob kompensiert werden. Da nur diskrete Zustände des thermisch bedingten Positionierverhaltens durch die unterschiedliche Auslegung von Bewegungsprogrammen abbildbar sind, kann jedoch nie ein Optimum der theoretisch möglichen Positioniergenauigkeit erreicht werden. Bei erhöhten Genauigkeitsanforderungen und einer nicht reproduzierbaren Temperaturverteilung ist diese Vorgehensweise nicht mehr praktikabel.

Ein weiterer Lösungsansatz zur Beherrschung des instationären, thermisch bedingten Positionierverhaltens besteht in der Verwendung sogenannter Roboterführungssysteme (JANOCHA ET AL. 1989). Durch extern angebrachte Überwachungs- oder Sensorsysteme, wie beispielsweise Bildverarbeitung, Triangulationssensoren, Réseau Scanning Kameras, wird die Endeffektorposition während des Betriebs fortlaufend überwacht und entsprechend der aktu-

ellen Positionsabweichung korrigiert.

Diese Verfahren haben jedoch zwei entscheidende Nachteile:

- Erstens sind diese Führungssysteme nur effizient anwendbar, wenn der Endeffektor stets für die Sensorik erfaßbar ist und nicht beispielsweise durch ein Bauteil abgedeckt wird.
- Zweitens sind diese Systeme und deren Integration sehr kostenintensiv – durchschnittlich verdoppeln sich die Investitionskosten gegenüber konventionellen Roboterapplikationen.

Aufgrund des erfolgreichen Einsatzes von Industrierobotern in weiten Bereichen der Produktionstechnik und der von den Herstellern bescheinigten sehr guten stationären Wiederholgenauigkeit moderner Industrieroboter, besteht bei den Anwendern der Wunsch zur Integration kostengünstiger Standardgeräte in Anlagen, die aufgrund ihrer hohen Genauigkeitsanforderungen bisher nicht wirtschaftlich automatisiert werden konnten. Zukünftige Anwendungsfelder von Industrierobotern werden daher verstärkt im Bereich der Präzisionsfertigung und -montage zu finden sein. Mit steigender Genauigkeitsanforderung und der Forderung nach stabilen, robusten Prozeßabläufen sind jedoch hohe Ansprüche in Bezug auf eine zeitinvariante Positioniergenauigkeit verbunden, die nur durch eine entsprechende Reduzierung der Temperaturdrift gewährleistet werden kann.

2 Ziel der Arbeit

2.1 Zielsetzung

Die angeführten Defizite machen es erforderlich, ein Kalibrierverfahren zu entwickeln, das die Auswirkungen thermisch bedingter Effekte während des Betriebs wirkungsvoll minimiert. Nur durch die Reduzierung der Temperaturdrift ist eine gleichbleibend hohe Genauigkeit eines Roboters zu gewährleisten. Die Temperaturdrift resultiert dabei aus:

- ständig variierenden thermischen Störgrößen aus dem Produktionsumfeld, wie z.B. tages- oder jahreszeitbedingte Hallentemperaturschwankungen,
- der inhomogenen Temperaturverteilung in den Roboterbauteilen, hervorgerufene durch variable, betriebsabhängige Verlustleistung in den Antriebskomponenten.

Zur Verringerung der Temperaturdrift sind prinzipiell zwei Ansätze möglich (HEISEL 1980): Minimierung der Ursachen von Störeinflüssen und Reduzierung der Auswirkungen der Störungen. Dies kann durch konstruktive sowie kompensatorische Maßnahmen geschehen. Konstruktiv können thermisch bedingte Verformungen beispielsweise durch eine thermosymmetrische Konstruktion der Armelemente und thermorobuste Werkstoffe zwar verringert, jedoch nie vollständig vermieden werden (RICHTER 1997).

Um eine effiziente Minimierung der Temperaturdrift zu ermöglichen, soll daher im Rahmen der vorliegenden Arbeit ein steuerungstechnisches Kompensationsverfahren, das auf einer wiederholten Kalibrierung des Roboters während des Betriebs beruht, entwickelt werden. Die Lage und der Einfluß von inneren und äußeren Wärmequellen, deren tatsächliche Ausprägung nur teilweise reproduzierbar ist, soll dabei nicht Grundlage des Verfahrens sein, sondern vielmehr die Beherrschung der daraus resultierenden Verlagerungen des Werkzeugarbeitspunktes (TCP). Durch die Erfassung der thermisch bedingten Positionsabweichungen des TCP an einer geringen Anzahl von Arbeitsraumpunkten, soll dabei die aktuelle Verformungscharakteristik der kinematischen Roboterstruktur bestimmt werden. Unter Berücksichtigung der so berechneten thermischen Parameter soll anschließend eine Korrektur der Koordinatentransformation zur Steuerung des Roboters vorgenommen werden. Auf diese Weise kann die temperaturabhängige Verformung der Roboterkomponenten

bei der Bewegungsplanung im Betrieb berücksichtigt werden. Der zu erarbeitende Lösungsansatz, soll auf beliebige kinematische Ketten von Robotern anwendbar sein.

Die Entwicklung des Kalibrierverfahrens läßt sich in vier Schritte unterteilen, deren Teilziele im folgenden kurz erläutert werden:

1. **Schritt:** Vorgehensweise zur meßtechnischen Erfassung und Quantifizierung der thermisch bedingten Verformungscharakteristik (thermische Parameter) der Roboterstruktur vor der Inbetriebnahme,
2. **Schritt:** Verfahren zur Auswahl und Implementierung signifikanter, thermischer Parameter in die Algorithmen zur Bewegungsplanung,
3. **Schritt:** Aufbau des Kommunikations- und Kompensationskreises zur Durchführung der Kalibrierung während des Betriebs,
4. **Schritt:** Erprobung der Kalibrierung durch Quantifizierung des erreichbaren Optimierungseffektes.

Als Grundlage für die steuerungstechnische Kompensation des instationären Roboterhaltens muß im **ersten Schritt** das thermisch bedingte Verformungsverhalten der vorliegenden Roboterstruktur bestimmt werden. Hierzu ist eine Vorgehensweise, basierend auf standardisierten Meßsystemen, zu entwickeln, die eine einfache und zuverlässige Quantifizierung möglicher Verformungsarten bei Achsverbindungselementen und Bewegungsachsen an beliebigen Roboterkinematiken gewährleistet. Für die erforderliche Reproduzierbarkeit der Untersuchungsergebnisse wird ein detaillierter Versuchsplan erstellt.

Im **zweiten Schritt** muß aus den identifizierten, thermischen Parametern eine Auswahl derjenigen Parameter getroffen werden, die einen signifikanten Einfluß auf die Temperaturdrift am TCP haben. Ziel ist es hierbei, die Anzahl relevanter Parameter möglichst gering zu halten, da der Zeitaufwand für eine Kalibrierung in direktem Zusammenhang mit der im Betrieb zu bestimmenden Parameter steht und somit unmittelbar die verbleibende Prozeßzeit bestimmt. Um die signifikanten thermischen Parameter bei der Bewegungsplanung berücksichtigen zu können, muß die steuerungsinterne Koordinatentransformation um die relevanten Parameter erweitert werden. Hierzu soll eine weitgehend allgemeingültige Beschreibung gewählt werden, die auf beliebige kinematische Ketten von Robotern angewandt werden kann.

Im **dritten Schritt** erfolgt der Aufbau des Kommunikations- und Kompensationskreises für die Kalibrierung. Für die Kompensation der Temperaturdrift im Betrieb ist die aktuelle Ausprägung der signifikanten thermischen Parameter ständig neu zu bestimmen und im Algorithmus zur Bewegungsplanung (thermisches Fehlermodell) zu korrigieren. Zur Erfassung der thermisch bedingten Positionsabweichungen am TCP muß eine roboterspezifische Kalibrierumgebung geschaffen werden. Hier werden Lösungen erarbeitet, die sowohl in bestehende, als auch in neu zu planende Roboterapplikationen leicht integrierbar sind. Die dafür erforderlichen Gestaltungsrichtlinien werden aufgestellt.

Die Berechnung der thermischen Parameter erfolgt mit Hilfe numerischer Optimierungsverfahren, die auf das zuvor erstellte, thermische Fehlermodell entsprechend angepaßt werden müssen.

Da es bei den meisten, heute am Markt verfügbaren Robotersteuerungen nicht möglich ist, Systemparameter während des Betriebs zu verändern, muß eine alternative Möglichkeit erarbeitet werden, die eine Berücksichtigung der jeweils aktuellen thermischen Parameter während der automatischen Programmabarbeitung zuläßt.

Zur Steuerung und Regelung des gesamten Kalibrierablaufes ist ein Kommunikationskreis zum Datentransfer zwischen Meßsystem und Robotersteuerung zu erstellen.

Zur Ermittlung der Leistungsfähigkeit des Verfahrens müssen vor der Inbetriebnahme Kontrollmessungen durchgeführt werden, die eine Quantifizierung des Optimierungseffekts ermöglichen. Hierzu wird im **vierten Schritt** ein geeigneter Versuchsplan aufgestellt, mit Hilfe dessen reproduzierbare Randbedingungen zur Analyse der erzielten Genauigkeitsverbesserung vorgegeben werden können.

2.2 Gliederung der Arbeit

Zur Entwicklung des Kalibrierverfahrens werden zu Beginn der Arbeit die Leistungskenngrößen von Industrierobotern diskutiert sowie kritische Einflußgrößen und deren Auswirkung auf die Genauigkeit von Robotern analysiert. Daran anschließend werden aus der Literatur bekannte Verfahren zur Reduzierung der Auswirkungen dieser Einflußgrößen dargestellt (⇒ *Kapitel 3*).

Die aus dieser Analyse ersichtlichen Defizite bestehender Lösungsansätze, ermöglichen es im darauffolgenden Schritt notwendige Anforderungen an das zu entwickelnde Kalibrierverfahren zu definieren und die darauf basierende Konzeption des Gesamtsystems vorzunehmen (⇒ Kapitel 4).

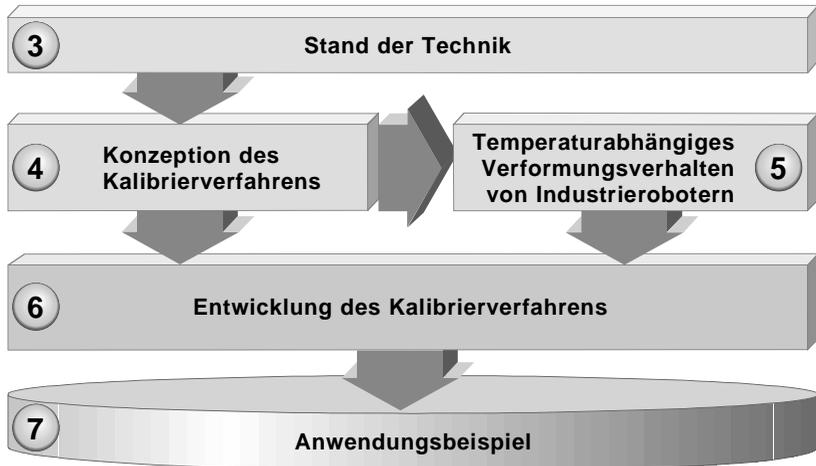


Bild 2.1: Vorgehensweise und Zuordnung zu den Kapiteln der Arbeit

Die anschließende Diskussion des thermisch bedingten Verhaltens am Beispiel verschiedener 6-Achsen Industrierobotern verdeutlicht die vielschichtigen Wechselwirkungen der Verformungseffekte auf die gesamte Verlagerung am TCP (⇒ Kapitel 5).

Basierend auf diesen Untersuchungen erfolgt die Entwicklung des Kalibrierverfahrens (⇒ Kapitel 6). Hierbei fließen aus der Literatur bekannte, erfolgversprechende meßtechnische, analytische sowie numerische Methoden mit ein.

In Kapitel 7 wird das entwickelte Verfahren an einem Laboraufbau getestet. Die Praxistauglichkeit des Gesamtsystems wird am Beispiel eines industriellen Prototypen dargestellt. An diesem konkreten Beispiel kann der Aufwand zur Implementierung dargestellt sowie der Optimierungseffekts quantifiziert und eine wirtschaftliche Bewertung gegenüber derzeit üblichen Anlagenkonzepten vorgenommen werden. Abschluß bildet die Bewertung des Verfahrens anhand der sich erschließenden technologischen sowie wirtschaftlichen Potentiale.

3 Stand der Technik

Zu Beginn dieses Kapitels erfolgt die Darstellung derzeit am Markt verfügbarer Kinematikstrukturen von Industrierobotern. Ferner werden die aus der Literatur bekannten Aspekte der statischen Genauigkeit von Industrierobotern erläutert. Zur Quantifizierung der mit Industrierobotern erreichbaren Genauigkeit sind in der Normung unterschiedliche Leistungs-Kenngrößen definiert, die im ersten Abschnitt erläutert werden. Auf Basis dieser Definitionen werden die Einflüsse diskutiert, die zu Einsatzhemmnissen von Industrierobotern beitragen können. Hierbei soll insbesondere die auf thermische Einflüsse zurückzuführende Diskrepanz zwischen Herstellerangaben und den unter Einsatzbedingungen relevanten Störgrößen eingegangen werden.

In den darauffolgenden Abschnitten werden Methoden vorgestellt, die in vorangegangenen wissenschaftlichen Arbeiten zur Steigerung der Genauigkeit entwickelt worden sind. Neben Kalibrierverfahren zur Optimierung der stationären Positionier- und Orientierungsgenauigkeit liegt bei dieser Betrachtung der Schwerpunkt auf der Darstellung bekannter Maßnahmen zur Minimierung der Temperaturdrift an Industrierobotern.

Abschließend wird eine Bewertung der vorgestellten Optimierungsansätze vorgenommen. Diese erfolgt insbesondere vor dem Hintergrund der Praxistauglichkeit der beschriebenen Methoden zur Reduzierung der Temperaturdrift.

3.1 Kinematikstrukturen bei Industrierobotern

Der mechanische Aufbau von Industrierobotern ist in der Regel in Form einer offenen kinematischen Kette ausgeführt. Aufbauend auf einem festen Gestell (Sockel) wird eine solche Struktur durch die Anzahl und Art der Bewegungsachsen (Gelenke), die Anzahl der Achsverbindungselemente (Glieder) und die jeweilige Anordnung der Gelenke und Glieder zueinander gekennzeichnet (VDI 2861 1989). Die Bewegungsachsen können als Schub- oder Drehgelenke ausgeführt sein und ermöglichen somit die Realisierung translatorischer sowie rotatorischer Freiheitsgrade am Endeffektor. Entsprechend der Anordnungsart der Bewegungsachsen können Industrieroboter in serielle und parallele Strukturen unterteilt werden (Bild 3.1).

Weit verbreitet sind auch Kinematikstrukturen, die einen seriellen Grundaufbau haben, der gepaart ist mit mindestens zwei mechanisch gekoppelten Bewegungsachsen, sogenannten geschlossenen Teilketten oder Koppelgetrieben (WARNECKE UND SCHRIFT 1990, N.N. 1994).

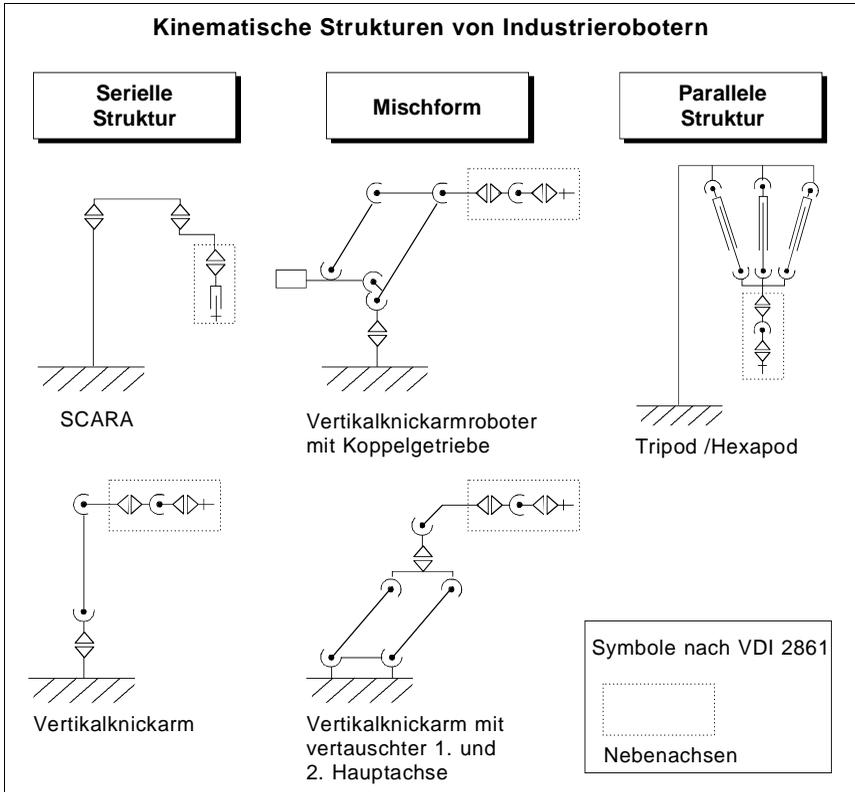


Bild 3.1: Symbolhafte Darstellung kinematischer Strukturen bei Industrierobotern (nach VDI 2861 1989)

Am weitesten verbreitet sind heute Industrieroboter mit einer offenen kinematischen Struktur in Horizontal- (SCARA) oder Vertikalknickarmbauform.

SCARA-Roboter sind aus vier Bewegungsachsen, drei rotatorischen Achsen und einer translatorischen Achse, aufgebaut. Alle vier Achsen sind dabei parallel zur Vertikalen angeordnet. Der Arm eines SCARA-Roboters ist in Längsrichtung bezogen auf die x/y-Ebene des Arbeitsraumes in der Regel symme-

trisch aufgebaut. Die Lagerung der Drehgelenke ist, bis auf wenige Präzisionsgeräte, einseitig ausgelegt und die Antriebe sind überwiegend in den Gehäusen der Achsverbindungselemente integriert.

Vertikalknickarmroboter mit einer offenen Struktur können, bezogen auf die Längsachse des Arms, symmetrisch oder asymmetrisch aufgebaut sein und sind mit bis zu sechs rotatorischen Bewegungsachsen ausgestattet.

Manche Hersteller bevorzugen aus Gründen der Steifigkeit und zur Realisierung eines rein mechanischen oder hydraulisch unterstützten Lastausgleichs eine serielle Bauweisen in Kombination mit geschlossenen Teilketten (ebene Koppelgetriebe). Dieses Prinzip wird zumeist durch eine Parallelogrammkineematik zwischen der zweiten und dritten Hauptachse realisiert.

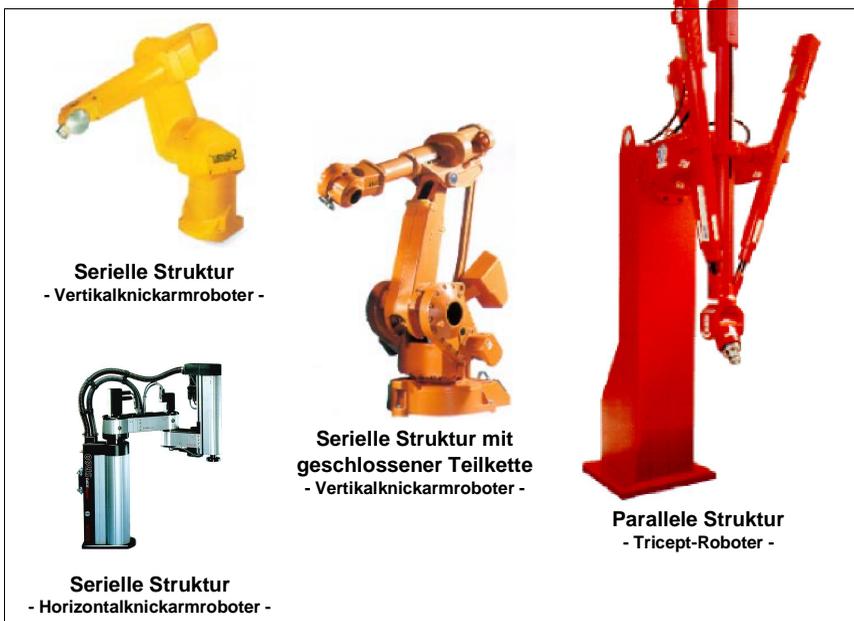


Bild 3.2: Beispielprodukte (Quelle: ABB, BOSCH, Comau, Stäubli)

Ein ähnliches Kinematikprinzip wurde durch die Ausführung der ersten Hauptachse als horizontale Drehachse und der zweiten Hauptachse als vertikal stehende Drehachse konzipiert. Durch das Vertauschen der Ausrichtung der Bewegungsrichtung der beiden ersten Hauptachsen kann eine sehr dichte

Aufstellung baugleicher Roboter, beispielsweise an Schweißstraßen in der Automobilindustrie, ermöglicht werden.

Eine neuere Bauart in der Robotik sind parallele Kinematikkonzepte. Die Hauptachsen dieser Geräte bestehen aus drei bzw. vier sternförmig angeordneten Schubgelenken (Kugelrollspindeln). In jeder Stellung schneiden sich die Symmetrieachsen der Schubgelenke in einem gemeinsamen Punkt. Diese Strukturen werden als Tripod- bzw. Hexapodkinematiken bezeichnet. Zur Orientierung des Effektors sind an die parallele Hauptachsenstruktur zwei bis drei Nebenachsen angeschlossen. Diese Bauform zeichnet sich durch eine hohe vertikale Steifigkeit bezüglich Druckbelastungen, höhere Bahngeschwindigkeiten bzw. -beschleunigungen aus. Nachteilig sind die durch den Ständer und die Länge der Kugelrollspindeln bedingten große Geräteabmessungen im Vergleich zum nutzbaren Arbeitsraum.

3.2 Genauigkeitskenngößen bei Industrierobotern

3.2.1 Stand der Normung

Zur Charakterisierung der Eigenschaften von Industrierobotern stehen verschiedene Richtlinien und Normen (VDI 2860 1987, VDI 2860 1988, VDI 2861 1989, ISO 9283 1991 und DIN EN 29283 1993) zur Verfügung. Die Beschreibung der Poseeigenschaften unterscheidet sich hierbei nur unwesentlich. Alle beschriebenen Verfahren zur Bestimmung von Genauigkeitskenngößen basieren auf der Verwendung einer Meß- und Prüfebene (Bild 3.3). Die Wahl, Anordnung und Ausdehnung dieser Ebene ist jeweils von der Robotergröße abhängig.

Diese Richtlinien legen jedoch nicht fest, welche der Leistungs-Kenngößen zum Prüfen eines bestimmten Roboters zu wählen sind. Die beschriebenen Prüfmethoden sind hauptsächlich darauf abgestimmt, individuelle Roboterspezifikationen zu entwickeln und zu überprüfen. Sie können vom Hersteller oder Anwender zur Typ- oder Abnahmeprüfung herangezogen werden.

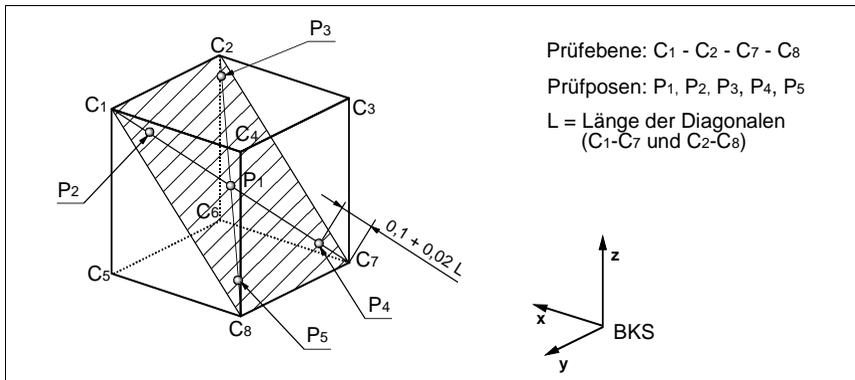


Bild 3.3: Definition der Prüfebene innerhalb des Arbeitsraumes
 (nach DIN EN 29283 1993)

Aufgrund der internationalen Akzeptanz der ISO 9283 (1991) werden im weiteren die in der deutsche Übersetzung DIN EN 29283 (1993) beschriebenen Leistungs-Kenngrößen und deren Definitionen verwendet.

3.2.2 Kenngrößen für Industrieroboter

Kenngrößen zur Charakterisierung der statischen Genauigkeit von Industrierobotern können, entsprechend DIN EN 29283 (1993), in zwei Klassen eingeteilt werden:

- die **Pose-Genauigkeit**, sie beschreibt die Abweichung in allen sechs Freiheitsgraden, mit der ein vorgegebener Arbeitsraumpunkt angefahren wird und
- die **Pose-Wiederholgenauigkeit**, sie beschreibt die Abweichung zwischen Ist- und Soll-Pose bei mehrfachem Anfahren eines Arbeitsraumpunktes.

Dabei ist mit einem Punkt in der Normung eine vollständige Pose (Position und Orientierung des Endeffektors) oder eine Komponente der Pose bezeichnet, beispielsweise die Position, also die translatorische Lage eines Punktes im Arbeitsraum.

Diese statischen Genauigkeitskenngrößen können, in Folge ihrer zeitabhängigen Ausprägung, in stationäre und instationäre Kenngrößen unterteilt werden. Die instationäre Ausprägung wird in DIN EN 29283 (1993) als Drift von Pose-Kenngrößen bezeichnet:

- die **Drift der Pose-Genauigkeit** kennzeichnet die Streuung der Pose-Genauigkeit über eine festgelegte Betriebsdauer,
- die **Drift der Pose-Wiederholgenauigkeit** ist die Streuung der Pose-Wiederholgenauigkeit über eine festgelegte Betriebsdauer.

Sämtliche Überprüfungen sind gemäß den Richtlinien bei konstanter Umgebungstemperatur, möglichst bei $20^{\circ}\text{C} \pm 2\text{K}$ durchzuführen. Der Roboter und die zur Bestimmung der Kenngrößen erforderlichen Meßgeräte müssen sich ferner vor Beginn der Untersuchungen im thermischen Gleichgewicht befinden. Während der Untersuchung müssen die Geräte gegen Zugluft (Konvektion) und externe Wärmestrahlung (z.B. Sonnenlicht, Heizgeräte) geschützt sein. Diese Prüfvorschriften entsprechen in der Regel nicht den realen Betriebsbedingungen, schaffen jedoch eine reproduzierbare Bezugsbasis zur Bewertung der Genauigkeit unterschiedlicher Robotertypen bzw. -arten.

3.2.2.1 Stationäre Kenngrößen

Die **Pose-Genauigkeit** beschreibt die Differenz zwischen der offline programmierten Soll-Pose und dem Mittelwert der vom Roboter tatsächlich erreichten Ist-Posen bei gleicher Anfahrrichtung und 30-facher Wiederholung. Die Positions-Genauigkeit AP stellt dabei den Betrag des Vektors bezüglich des Schwerpunktes G aus den erreichten Ist-Posen und den kartesischen Koordinaten der Soll-Pose dar. Die Orientierungs-Genauigkeit $AP_{a,b,c}$ berechnet sich aus der Differenz zwischen Soll-Orientierungswinkel und dem Mittelwert der Ist-Orientierungswinkel (Bild 3.4).

Die **Pose-Wiederholgenauigkeit** ist dagegen ein Maß für die Zuverlässigkeit mit der eine im Teach-In Verfahren programmierte Pose bei wiederholtem Anfahren vom Roboter erneut erreicht werden kann. Zur Berechnung der Pose-Wiederholgenauigkeit wird davon ausgegangen, daß sich die einzelnen, vom Industrieroboter angefahrenen Posen, entsprechend einer kugelförmigen Dichtefunktion verteilen. Damit kann ein mittlerer Radius dieser Kugel und die Standardabweichung des Kugelradiuses l berechnet werden. Die Positions-komponente RP der Pose-Wiederholgenauigkeit wird als Summe aus mittlerem Kugelradius \bar{l} und dreifacher Standardabweichung s vom Radius berechnet. Die Orientierungskomponenten $RP_{a,b,c}$ sind als dreifache Standardabweichung der jeweiligen Orientierungen definiert.

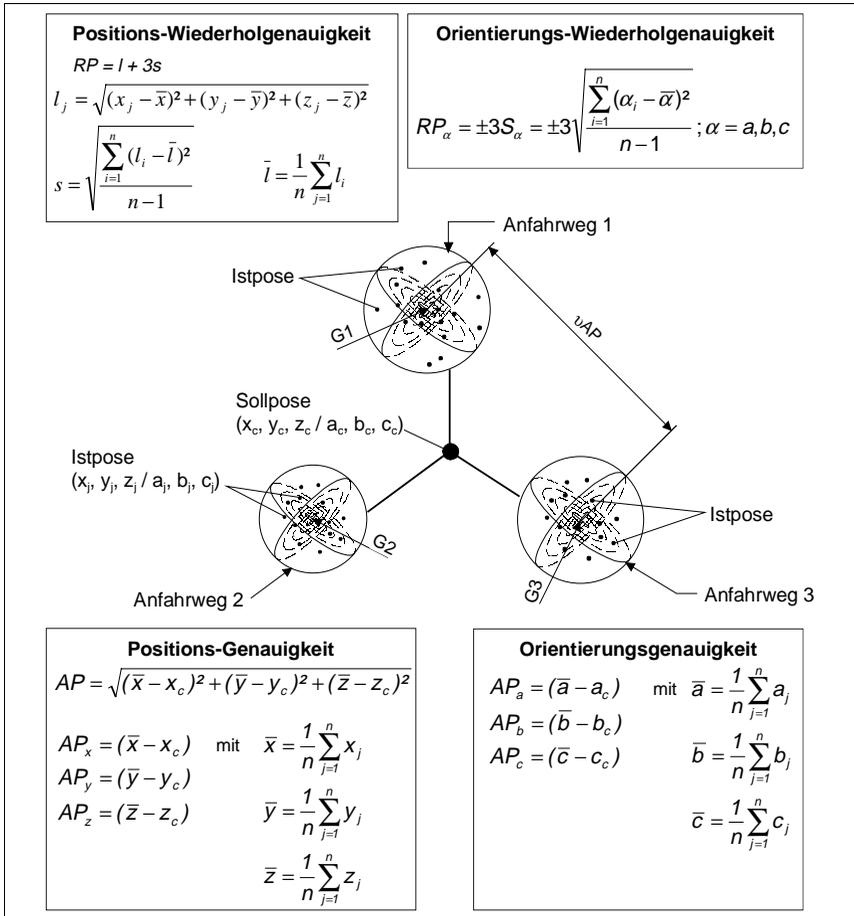


Bild 3.4: Definition der Pose-Genauigkeit und Pose-Wiederholgenauigkeit (Quelle DIN EN 29283 1993)

In Abhängigkeit von der absoluten Lage und Streuung der Pose-Genauigkeit sowie der Pose-Wiederholgenauigkeit wird das Genauigkeitsverhalten eines Industrieroboters beschrieben (Bild 3.5).

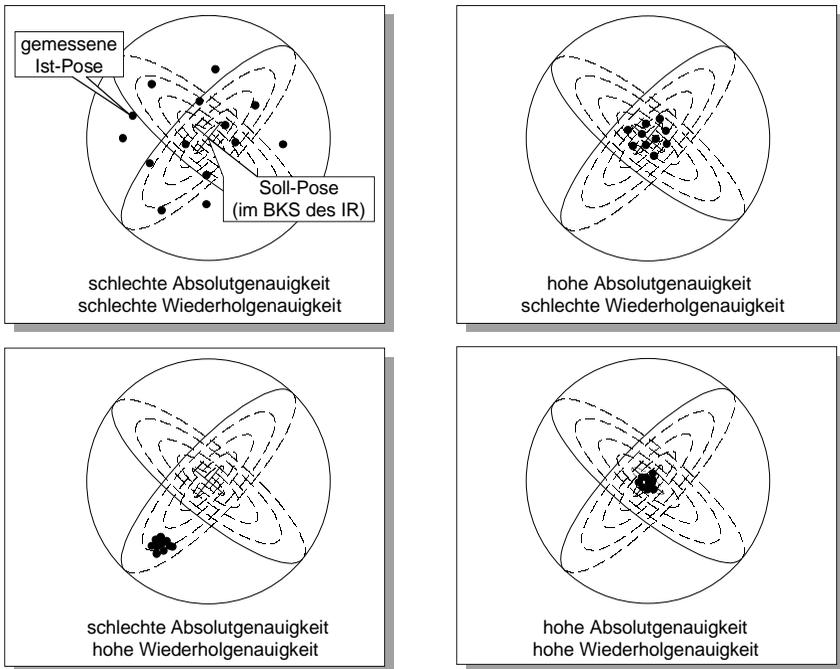


Bild 3.5: Auswirkungen unterschiedlicher Ausprägungen von Pose-Genauigkeit und Pose-Wiederholgenauigkeit

Die unterschiedliche Ausprägung der stationären Genauigkeitskenngrößen wird durch die absolute Lage und der Streuung um diese Lage bezüglich einer programmierten Pose repräsentiert.

3.2.2.2 Instationäre Kenngrößen

Für den Anwender ist neben den stationären Kenngrößen das zeitabhängige, instationäre Verhalten von größerer Bedeutung, da die Roboter in der Regel über einen längeren Zeitraum zum Einsatz kommen.

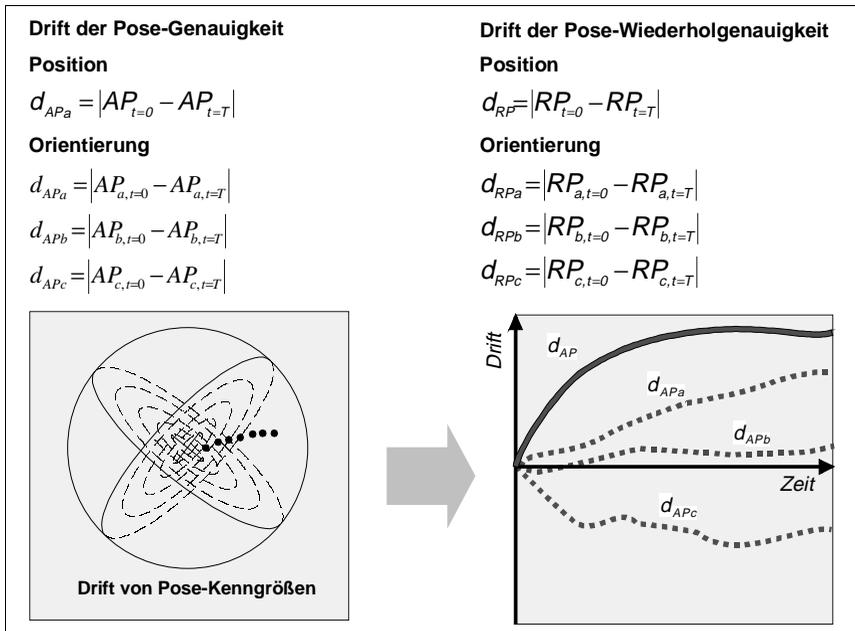


Bild 3.6: Drift der Pose-Kenngrößen

Zur Charakterisierung dieses betriebsabhängigen Verhaltens wird in der DIN EN 29283 (1993) die Drift von Pose-Kenngrößen, in der Fachsprache auch unter dem Begriff Temperaturgang bekannt, definiert (Bild 3.6):

- Die **Drift der Pose-Genauigkeit** d_{AP} kennzeichnet die Streuung der Pose-Genauigkeit AP in einer Richtung über einen festgelegten Zeitraum von maximal 8 Stunden. Berechnet wird die translatorische Drift d_{AP} und die Drift der Orientierungsabweichung $d_{AP,a,b,c}$ um die Koordinatenachsen x,y,z.
- Die **Drift der Pose-Wiederholgenauigkeit** d_{RP} ist die Streuung der Pose-Wiederholgenauigkeit RP über eine Zyklusdauer von maximal 8 Stunden. Entsprechend der Drift der Pose-Genauigkeit werden auch hier die translatorische Komponente d_{RP} und die rotatorischen Komponenten $d_{RP,a,b,c}$ getrennt angegeben.

Die Driftmessungen sollen aus dem kalten Zustand, also unmittelbar nach dem Einschalten der Robotersteuerung und über mehrere Stunden bis in den Warmzustand (Beharrungszustand) kontinuierlich erfolgen. Der Roboter wird

bei dieser Überprüfung im Dauerbetrieb, bei Nennlast und Nenngeschwindigkeit betrieben. Die Messungen zur Kenngrößenbestimmung erfolgen in einem Intervall von 10 Minuten. Die Messungen dürfen vor Ablauf der vorgeschriebenen Versuchsdauer von 8 Stunden abgebrochen werden, wenn die Änderungsgeschwindigkeit der Drift bei fünf aufeinanderfolgenden Messungen geringer ist als 10% der größten Änderungsgeschwindigkeit während der ersten Analysestunde.

Die Normung berücksichtigt somit die grundlegenden Einflußparameter hinsichtlich der thermisch bedingten Verformung eines Roboters und der daraus resultierenden Drift von Pose-Kenngrößen. Die Abhängigkeit der Temperaturdrift von Traglast, Beschleunigung auf die Endgeschwindigkeit und pro Bewegungsachse überstrichenem Winkel sowie die Auswirkung tages- oder jahreszeitbedingter Temperaturschwankungen im Betriebsumfeld wird nicht in die Betrachtungen einbezogen.

Zudem ergibt eine Analyse von Herstellerangaben, daß von den vielfältigen Möglichkeiten der DIN EN 29283 (1993) oder der VDI 2861 (1989) wenig oder kein Gebrauch gemacht wird PALZER (1995). Die Roboterhersteller geben lediglich pauschale Kenngrößen an. Zumeist beschränken sich diese auf die Angabe einer „Wiederholgenauigkeit“. Die Randbedingungen, mit denen diese Kenngröße ermittelt wurde, werden in der Regel nicht veröffentlicht. Dies hat zur Folge, daß ein Vergleich der von verschiedenen Industrieroboterherstellern angegebenen Kenngrößen kaum möglich ist (DUELEN ET AL. 1992).

Der Anwender ist somit gezwungen, sich auf diese unscharfen Angaben zu verlassen oder selbst Untersuchungen an den für die geplante Anwendung zur Auswahl stehenden Robotern unter reproduzierbaren Randbedingungen vorzunehmen.

Der Anwender geht im allgemeinen davon aus, daß die Herstellerangabe „Wiederholgenauigkeit“ grundsätzlich gewährleistet ist. Erfahrungen aus der Praxis machen jedoch deutlich, daß einsatzspezifische Randbedingungen einen signifikanten Einfluß auf die tatsächlich im Betrieb erreichbare Genauigkeit haben. Dies erfordert in bestimmten Intervallen eine Korrektur des Roboterprogramms – im Extremfall müssen für eine Applikation mehrere, den Betriebsbedingungen angepaßte Programme zur Verfügung gestellt werden (REINHART ET AL. 1998 B).

3.2.3 Einflüsse auf die Genauigkeitskenngrößen

Die von Industrierobotern erreichbare Pose hängt nach THATER (1993), THATER ET AL. (1994) und GOSSEL (1996) von verschiedenen Einflußgrößen ab (Bild 3.7). Diese beeinflussen entsprechend ihrer Ausprägung in unterschiedlichem Maße die Genauigkeit eines Industrieroboters.

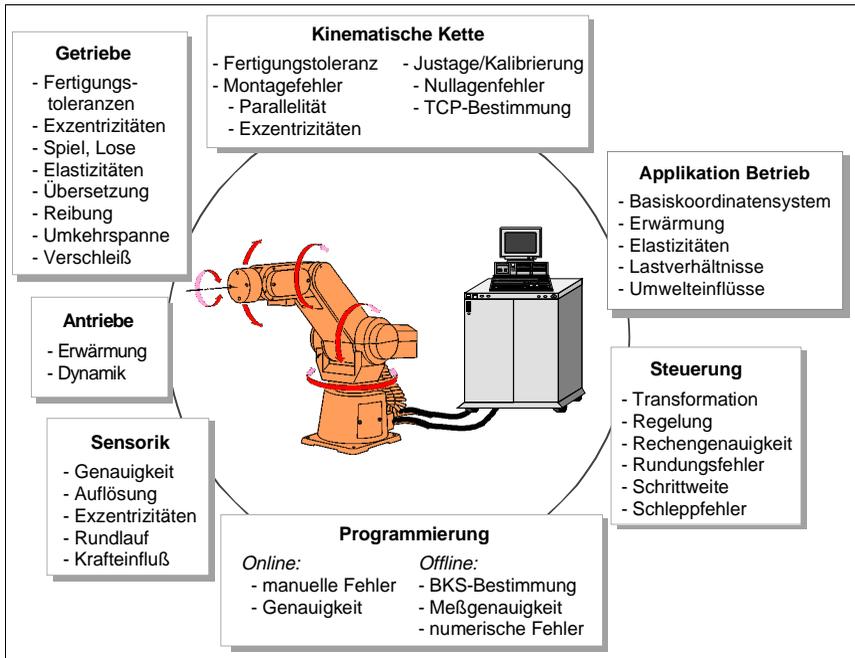


Bild 3.7: Einflüsse auf die erreichbare Genauigkeit

Die Einflußgrößen können in **stochastische und systematische Fehler** unterteilt werden. Stochastische Fehler charakterisieren die Güte der Pose-Wiederholungsgenauigkeit, die systematischen die der Pose-Genauigkeit, wobei lediglich die systematischen, reproduzierbaren Fehlereinflußgrößen mittels Korrekturverfahren kompensiert werden können. Stochastische Fehler, wie beispielsweise Getriebespiel, Lagerreibung, Auflösung der Meßsysteme und Sensorik wurden durch die stetige Weiterentwicklung der eingesetzten Komponenten auf ein Minimum reduziert. Dies ist der wesentliche Grund für die

hohe Pose-Wiederholgenauigkeit moderner Industrieroboter im Bereich weniger Hundertstel Millimeter.

3.2.3.1 Fertigungs- und montagebedingte Einflüsse

Letztendlich werden die Fehler hinsichtlich der Pose-Genauigkeit dadurch verursacht, daß das steuerungsinterne Robotermodell die realen Eigenschaften der kinematischen Kette nicht exakt beschreibt. Unter Verwendung dieses Modells werden bei Vorgabe kartesischer Koordinaten in der sogenannten Rückwärtstransformation die Achswinkel berechnet, mit denen der Roboter eine Ist-Pose einnimmt, die nur bedingt mit der vorgegebenen Soll-Pose übereinstimmt.

In nahezu allen Robotersteuerungen werden heute Modelle verwendet, die auf der segmentweisen Beschreibung von DENAVIT UND HARTENBERG (1955) basieren. Jedes Segment einer kinematischen Kette wird nach dieser Konvention in Koordinaten des direkten Vorgängers beschrieben. Die allgemeine Vorgehensweise läßt sich nach SCHWINN (1992) wie nachfolgend dargestellt zusammenfassen:

- Jedes Segment (Achsverbindungselement) ist in einem eigenen, körperfesten Koordinatensystem beschrieben.
- Die Lage jedes Achsverbindungselements wird im Koordinatensystem seines unmittelbaren Vorgängers dargestellt.
- Für die Beschreibung der Koordinatentransformationen werden homogene Koordinaten (PAUL 1981) verwendet.

Zur Definition der notwendigen Anzahl an Koordinatensystemen existieren in der Vektoralgebra vereinfachende Regeln für parallele oder sich schneidende Achsen aufeinanderfolgender Gelenke (DENAVIT UND HARTENBERG 1955, HAYATI UND MIRMIRANI 1985). Um das Steuerungsmodell möglichst einfach aufzubauen, wird von den meisten Roboterherstellern nicht nur eine Konstruktion mit dieser Art der Achsanordnung gewählt, sondern auch die Annahme getroffen, daß aufeinanderfolgende Bewegungsachsen ideal parallel bzw. senkrecht (rechtwinklig schneidend) zueinander angeordnet sind. Zudem werden Angaben zu den Abmessungen und der geometrischen Form der Achsverbindungselemente direkt aus den Konstruktionszeichnungen in die Transformationsgleichungen übertragen.

Die steuerungsseitige Modellierung eines Roboters beinhaltet aus diesen Gründen derzeit in der Regel folgende wesentliche Fehlereinflußgrößen:

1. Fertigungs- sowie Montagefehler führen dazu, daß die konstruktiv vorgegebenen und im Steuerungsmodell hinterlegten Werte nicht exakt realisiert werden können. Daher entspricht zumeist weder die relative translatorische Lage zweier aufeinanderfolgenden Bewegungsachsen, noch deren rotatorische Ausrichtung den realen Gegebenheiten.
2. Die meßtechnische Bestimmung der aktuellen Achswinkel θ_i ist aufgrund der meist antriebsseitigen Anordnung von Weg- bzw. Winkelmeßsystemen problematisch. Die tatsächlich erreichten Achswinkel an der Abtriebsseite werden nicht erfaßt. Übersetzung- sowie Kopplungsfaktoren, Getriebeexzentrizitäten und -elastizitäten bleiben unberücksichtigt. Im steuerungsinternen Robotermodell ist für jede Bewegungsachse lediglich ein idealer Wert für die Übersetzung definiert.

3.2.3.2 Thermische Einflüsse

Neben der unzureichenden Abbildung der oben beschriebenen stationären, systematischen Einflußgrößen werden insbesondere thermische Effekte, die durch innere und äußere Wärmequellen bedingt sind, bei der Beschreibung kinematischer Ketten von Industrierobotern derzeit noch völlig vernachlässigt (REINHART UND GRÄSER 1998).

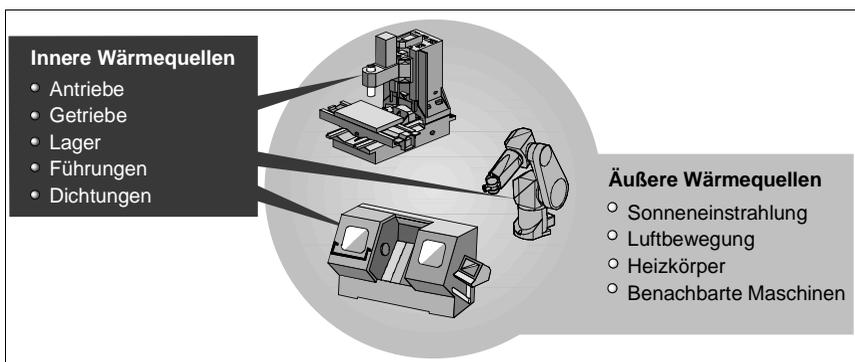


Bild 3.8: Wärmequellen und deren Entstehungsort

Obwohl schon im Rahmen einiger Untersuchungen in den siebziger und achtziger Jahren (WECK ET AL. 1976, WARNECKE ET AL. 1980) die Wechselwir-

kungen von Wärmequellen, das Aufwärmverhalten sowie die daraus resultierende Drift der Posegenauigkeit bei Industrierobotern mit unterschiedlichen Antriebssystemen analysiert worden sind, gibt es nur wenige Arbeiten, die sich mit der Kompensation der Auswirkungen thermischer Einflüsse befassen. Wie in Bild 3.8 dargestellt, nahm SPUR (1996) eine Unterteilung von Wärmequellen bei Werkzeugmaschinen und Robotern entsprechend ihrem Entstehungsort vor.

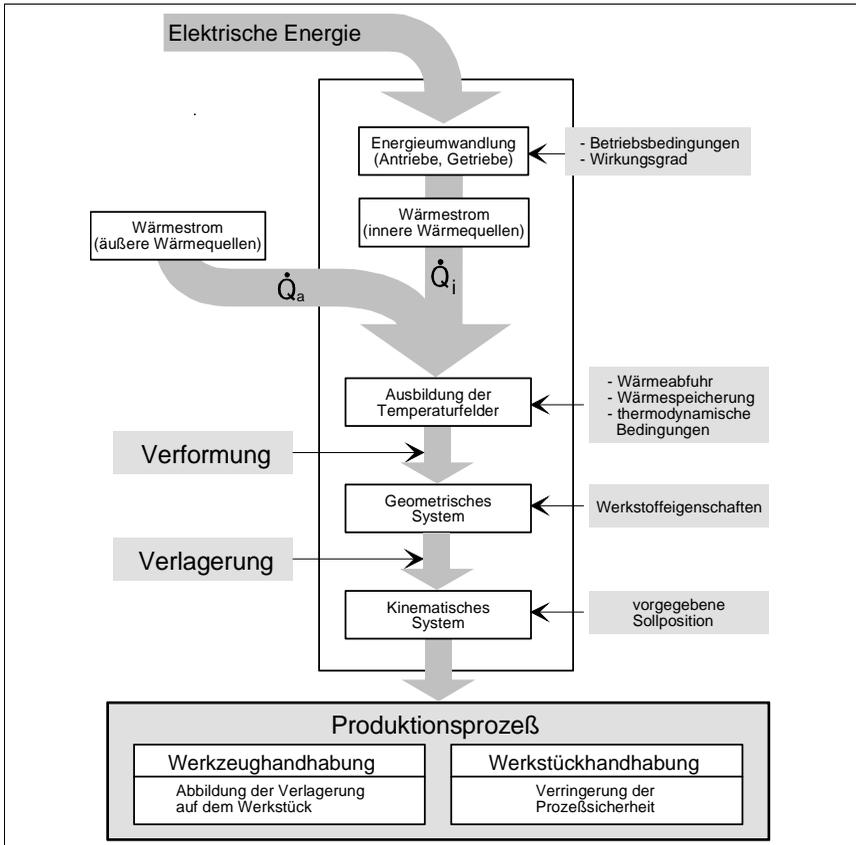


Bild 3.9: Thermische Wirkungskette (nach SPUR UND DENCKER 1968)

Diese Wärmequellen bzw. -senken beeinflussen das Temperaturfeld des Roboters (WECK UND ECKSTEIN 1986). Aufgrund der konstruktiven Merkmale, d.h.

der Gestalt, der Dimensionen und der thermischen Eigenschaften einzelner Bauelemente oder Baugruppen, bildet sich ein instationäres Temperaturfeld über der Roboterstruktur aus (Bild 3.9).

Dieses Temperaturfeld hat Verformungen der Komponenten und ein verändertes Positionierverhalten der Antriebe zur Folge. Während die äußeren Wärmequellen meist als zufällige Fehler in die Verformung eingehen, stehen die durch innere Wärmequellen hervorgerufenen Effekte meist in funktionalem Zusammenhang mit dem Betriebszustand des Roboters. Da die mechanischen Bauteile von Industrierobotern heute überwiegend aus Stahl- und Aluminiumlegierungen hergestellt werden, führen bereits kleine Temperaturänderungen zu erheblichen Verformungen in den einzelnen Baugruppen. Aus diesem Grund findet eine signifikante, thermisch bedingte Veränderung der Parameter der kinematischen Kette während des Betriebs statt. Die Summe dieser thermisch bedingten Effekte führt zu Abweichungen der Ist-Pose von der programmierten Soll-Pose am TCP. Diese Abweichungen werden in der Normung als Drift von Posekenngößen (d_{AP} und d_{RP}) bezeichnet.

Durch thermische Effekte erfolgt eine Verlagerung des Bezugspunktes der Wiederholgenauigkeit RP und somit eine wesentliche Verschlechterung der Pose-Genauigkeit AP . Die Wiederholgenauigkeit RP selbst wird von thermischen Einflüssen hingegen nicht beeinträchtigt (vgl. hierzu die Arbeiten von HEISEL ET AL. 1997, RICHTER 1997 sowie REINHART UND GRÄSER 1998).

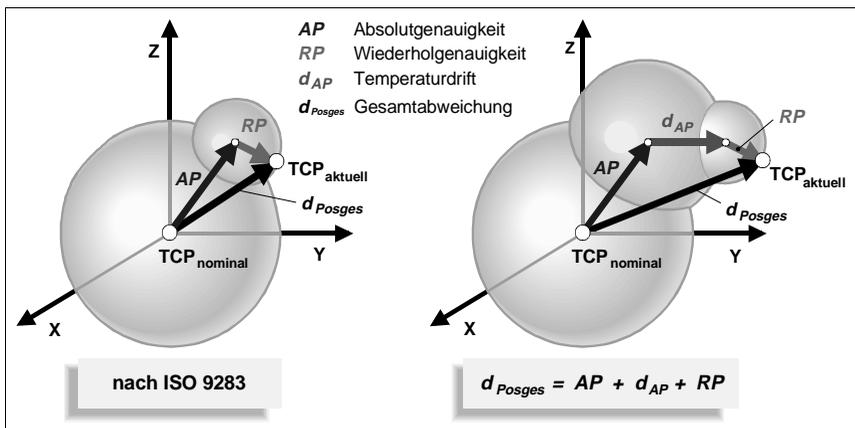


Bild 3.10: Auswirkung stationärer und instationärer sowie stochastischer Einflüsse auf die Genauigkeit am TCP

Die resultierende Gesamtabweichung der aktuellen TCP-Pose (TCP_{aktuell}) von der programmierten Soll-Pose (TCP_{nominal}) muß, im Gegensatz zur normativen Beschreibung (Bild 3.10, links), unter Berücksichtigung stationärer und stochastischer sowie instationärer Einflüsse entsprechend der in Bild 3.10 rechts gewählten Darstellung interpretiert werden.

Die vektorielle Gesamtabweichung d_{Posges} eines Roboters während des Betriebs muß deshalb als Summe der Absolutgenauigkeit AP , der Temperaturdrift d_{AP} und der systembedingten Wiederholgenauigkeit RP aufgefaßt werden.

3.3 Lösungsansätze zur Genauigkeitssteigerung von Industrierobotern

3.3.1 Optimierung des stationären Verhaltens mittels Kalibrierverfahren

Derzeit bekannte Verfahren der Roboterkalibrierung basieren im wesentlichen auf der Erweiterung des vereinfachten, steuerungsinternen Robotermodells um sogenannte Modellparameter, die durch geeignete Positionsvermessung mit geodätischen Meßsystemen bestimmt werden (MEYER 1992, MEYER 1994). Diese Verfahren unterscheiden sich in der Methode zur Definition aufeinanderfolgender Koordinatensysteme, im Umfang der Erweiterung des kinematischen Modells beispielsweise durch zusätzliche physikalische Modelle zur Beschreibung der Achsverbindungselemente sowie Bewegungsachsen und in den Verfahren zur Identifikation der Modellparameter.

3.3.1.1 Möglichkeiten zur Modellierung kinematischer Ketten

Grundlage für die Beschreibung des Verhaltens eines Industrieroboters ist ein in der Steuerung abgelegtes, mathematisches Modell. Dieses Modell kann als Funktion aufgefaßt werden, welche die Stellwerte der Bewegungsachsen auf die Pose des TCP abbildet:

$$[3.1] \quad f(\mathbf{p}, \mathbf{x}) = \mathbf{y}; \quad \mathbf{x} \in \mathfrak{R}^g; \quad \mathbf{y} \in \mathfrak{R}^n$$

Wobei \mathbf{p} der Parametervektor der Kinematik, \mathbf{x} der Vektor der Stellwerte und \mathbf{y} der Vektor der sich ergebenden Pose ist. Gleichung [3.1] wird in der Robotik auch als Vorwärtstransformation bezeichnet.

Die Funktion $f(\mathbf{p}, \mathbf{x})$ kann mit Hilfe unterschiedlicher Werkzeuge aufgestellt werden. Dabei wird die Transformation der Stellwerte in die Pose des TCP in aufeinanderfolgende Teiltransformationen zerlegt, die jeweils einzelnen Bewegungsachsen zugeordnet sind. Entscheidende Unterschiede ergeben sich aus der Darstellung der einzelnen Teiltransformationen und den Eigenschaften der Verknüpfungen.

In den 80er Jahren wurden - basierend auf der Theorie der homogenen Transformation (z.B. PAUL 1981, CRAIG 1986) - vielfältige Modelle zur Beschreibung von Industrierobotern zum Zweck der Kalibrierung erarbeitet. Diese wurden für jeweils unterschiedliche Anwendungsziele und unter variierenden Gesichtspunkten konzipiert.

Das am weitesten verbreitete Modell (DH-Modell) stammt von DENAVIT UND HARTENBERG (1955), welches zur Beschreibung einer Bewegungsachse **vier Parameter** (zwei translatorische und zwei rotatorische) nutzt. Wie von HAYATI UND MIRMIRANI (1985) hervorgehoben wurde, hat dieses Modell für eine Parameteridentifikation eine bedeutende Schwachstelle - für aufeinanderfolgende, nahezu parallele Achsen wird die Identifikationsaufgabe unstetig.

Um diesen Schwachpunkt zu beseitigen, wurde von HAYATI UND MIRMIRANI (1985) ein modifiziertes Modell entwickelt. Anstelle des translatorischen Parameters d wurde ein Achs-Ausrichtwinkel β eingeführt. Unstetigkeiten treten jedoch auch hier bei orthogonalen und das Basiskoordinatensystem schneidenden Drehachsen auf.

Fünfparametrige Modelle, welche die Vorteile der DH- und Hayati-Modelle vereinen sollten, wurden von mehreren Autoren vorgeschlagen (HAYATI UND MIRMIRANI 1985, VEITSCHEGGER UND CHI-HAUR 1986). Aber auch diese weisen Unstetigkeiten auf.

Zur Beschreibung der Lage zwischen zwei beliebig im Raum liegenden Koordinatensystemen sind **sechs Parameter** notwendig (drei Translationen und drei Rotationen). Diese wurde in mehreren Arbeiten zur Kinematikbeschreibung genutzt. Dabei muß in Kauf genommen werden, daß die erstellten Modelle überbestimmt sind. Eine entsprechende Erweiterung des DH-Modells auf sechs Parameter wurde von STONE UND SANDERSON (1987) vorgestellt. Auch

THATER (1993) verwendet eine sechspanametrise Beschreibung basierend auf Roll-Pitch-Yaw-Winkeln. Eine andere Drehreihenfolge wurde von MENO UND BORM (1988) genutzt.

Wie von SCHRÖER (1993) gezeigt werden konnte, ergeben sich für sämtliche Modelle mit drei aufeinanderfolgenden Drehungen Unstetigkeiten. Mit keiner Modellierungsart kann demnach eine stetige Beschreibung aller möglichen Achskonfigurationen gewährleistet werden. Vielmehr ist für den jeweils zu modellierenden Industrieroboter, abhängig von der räumlichen Lage aufeinanderfolgender Bewegungsachsen, eine geeignete Modellierung auszuwählen. SCHRÖER (1993) gelang eine durchgängig stetige Modellbeschreibung mit einer Kombination der Ansätze von DENAVIT UND HARTENBERG (1955) sowie HAYATI UND MIRMIRANI (1985).

Basierend auf den rein kinematischen Modellen, wurden vielfältige Erweiterungen mit nicht kinematischen Parametern entwickelt, um weitere systematische Abweichungen erfassen und damit auch kompensieren zu können.

ZIEGERT (1990) weist allerdings darauf hin, daß durch die Einbeziehung nicht geometrischer Effekte neben einer möglichen weiteren Verbesserung der Genauigkeit auch deutliche Nachteile eintreten können. So wird die numerische Behandlung des Modells, insbesondere die Berechnung der inversen Transformation, deutlich erschwert.

RENDERS ET AL. (1991) stellt fest, daß lediglich circa 10% der Pose-Genauigkeit durch nicht kinematische Parameter beeinflußt werden. Dabei liegt der Haupteffekt in den Gelenk- und Armelastizitäten. Demgegenüber kann das Lager- und Getriebeispiel in der Regel mit einem nur geringen Anteil vernachlässigt werden. Zu beachten ist allerdings, daß diese Angaben nur grobe Richtwerte darstellen und sich je nach Industrieroboter deutlich unterscheiden können.

Zur mathematischen Beschreibung des realen Roboters werden in den verschiedenen neueren Ansätzen folgende Parameterklassen berücksichtigt (GERSTMANN 1991, DUELEN UND SCHRÖER 1991):

- Kinematik (Nullagen, Achsschiefwinkligkeit, Armlängen),
- Getriebeelastizität,
- Gelenkelastizität und -spiel,
- Balkenelastizität der Achsverbindungselemente.

Insgesamt kann damit für Industrieroboter eine deutliche Genauigkeitssteigerung allein durch Kalibrierung mit einem rein kinematischen Modell erreicht

werden. Eine Modellerweiterung um nicht kinematische Parameter ist lediglich in Einzelfällen sinnvoll und führt nur zu einer vergleichsweise geringen weiteren Genauigkeitszunahme (DUELEN UND SCHRÖER 1990).

3.3.1.2 Identifikation von Modellparametern

Ein zentraler Aspekt bei der Analyse und Steigerung der Genauigkeit von Industrierobotern ist die Messung von Position und Orientierung. Die exakte Bestimmung des TCP-Koordinatensystems ist dabei Grundlage der Parameteridentifikation. Es wurden zu diesem Zweck in unterschiedlichen Arbeiten vielfältige Meßverfahren und -prinzipien entwickelt und bezüglich ihrer Einsatztauglichkeit bewertet.

In der Literatur werden verschiedene Einteilungskriterien für Meßverfahren vorgeschlagen. In den meisten Arbeiten wird die Einteilung entsprechend der verwendeten Meßtechnologie vorgenommen (RADEMACHER 1992 A-C, RENDERS ET AL. 1991, WARNECKE UND SCHIELE 1986). Eine Einteilung der Meßverfahren bezüglich taktile Meßwertaufnahme (LVDT „Linear-Variable Differential Transformer“ Sensoren, Meßuhren, LSB „Latin Square Ball“) und nicht taktile Meßwertaufnahme (Ultraschallsensoren, optische Sensoren, Laser, Theodolitensysteme) wird von JIANG (1988) angewandt.

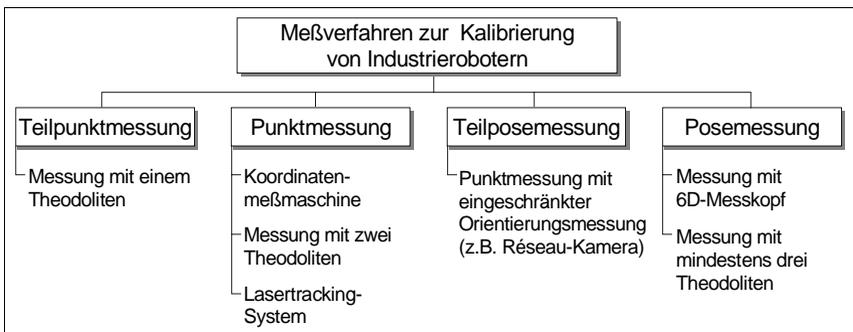


Bild 3.11: Einteilung von Meßverfahren (MOORING UND PADAVALA 1991)

MOORING UND PADAVALA (1991) teilt die Meßverfahren in vier Untergruppen ein. Diese Einteilung (Bild 3.11) unterscheidet Meßverfahren bezüglich der meßbaren Größen.

Können mit einer Messung nur zwei unabhängige Koordinaten eines Punktes am TCP, z.B. an einer Meßspitze, bestimmt werden, liegt eine Teilpunktmes- sung vor (WHITNEY ET AL. 1986, BORM UND MENQ 1989, DRIELS UND PATHRE 1994).

Bei einer Punktmessung hingegen, werden alle drei unabhängigen Koordina- ten eines Punktes bestimmt (STONE UND SANDERSON 1987, HOLLERBACH UND BENNETT 1988, RENDERS ET AL. 1991, ZHUANG UND ROTH 1992, GOSSEL 1996). Für die Vermessung einer Pose müssen zusätzlich zu diesen Koordinaten noch die Orientierungen bestimmt werden. Genau wie bei der Punktmessung wird bei der Posemessung unterschieden, ob eine Teilposemessung (BORM UND MENQ 1989, DRIELS UND PATHRE 1994) oder eine vollständige Posemes- sung (SCHIELE 1987, MOORING UND PADAVALA 1991, BERG 1990, ZIEGERT 1990) vorliegt.

Neben der meßtechnischen Erfassung der TCP-Pose nimmt die numerische Identifikation der bei der Modellbildung definierten Parameter eine zentrale Stellung ein. Alle aus der Literatur bekannten Verfahren zur Parameteridentifi- kation anhand von TCP Messungen, basieren auf dem Vergleich von Messung und Modell. Hierbei werden am realen Robotersystem verschiedene Ein- gangsvektoren \mathbf{x}_i (Stellungen der Bewegungsachsen aus der Robotersteue- rung) vorgegeben und die sich daraus ergebenden Ausgangsvektoren \mathbf{y}_i^R (Roboterpositionen oder -posen) gemessen (Bild 3.12). Das zuvor erstellte Modell $\mathbf{y}^M = f(\mathbf{p}, \mathbf{x}_i)$ der kinematischen Kette, mit dem zu identifizierenden Pa- rametervektor \mathbf{p} , wird basierend auf den Meßergebnissen \mathbf{y}_i^R solange abge- glichen, bis die Abweichung zwischen Modell und Realität, das verbleibende Residuum, nach der Zielfunktion $q = \|\mathbf{y}^M - \mathbf{y}^R\|$ minimal wird. Aufgrund der Tat- sache, daß es keine exakte Lösung dieses nicht-linearen Gleichungssystems gibt, stellt die Parameteridentifikation eine Optimierungsaufgabe dar, die heu- ristisch folgendermaßen formuliert werden kann:

„Finde einen Parametersatz \mathbf{p} und die Werte der einzelnen Parameter, so daß das Modell möglichst gut mit den gemessenen Werten übereinstimmt“.

Die Grundvoraussetzung für eine erfolgreiche Parameteridentifikation ist eine problemspezifische Formulierung der Zielfunktion und damit des Modells f . In der Regel handelt es sich bei der Modellidentifikation kinematischer Ketten um nicht-lineare, sehr komplexe Optimierungsprobleme, die nur mittels numeri- scher Berechnungsverfahren eine Bestimmung des gesuchten Parameter-

vektors \mathbf{p} erlauben. Erschwert wird diese Aufgabe dadurch, daß gewisse Abhängigkeiten zwischen den einzelnen Modellparametern nicht von vornherein auszuschließen sind. Die zu identifizierenden Parameter haben in der Regel sehr unterschiedliche Größenordnungen.

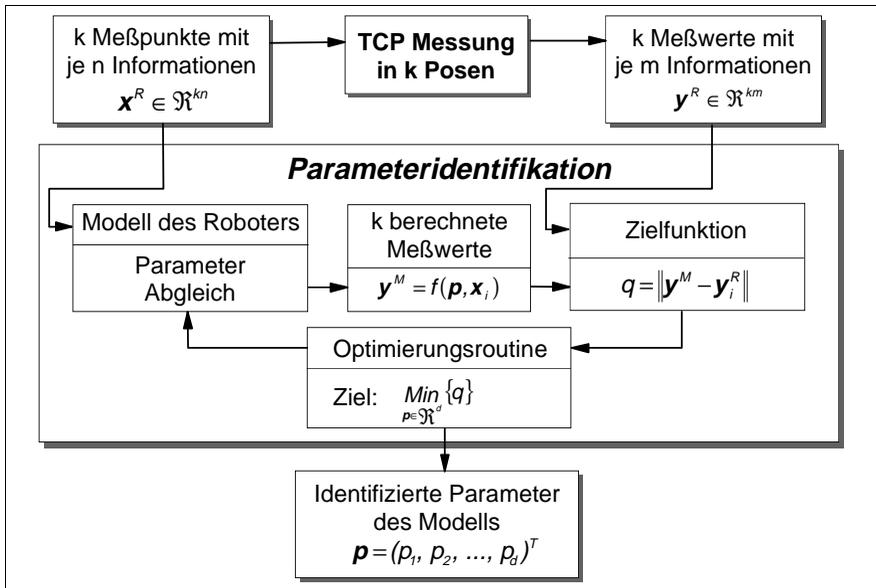


Bild 3.12: Prinzipielle Vorgehensweise bei der Parameteridentifikation

Zur Lösung dieser Aufgabe werden von BARD (1974) mögliche Optimierungsverfahren beschrieben. Es handelt sich um Strategien:

- bei denen nur Qualitätswerte (Meßwerte) genutzt werden,
- erster Ordnung, sogenannte Gradientenmethoden, verwendet werden nur die erste partielle Ableitung der Qualitätsfunktionen (Zielfunktion),
- zweiter Ordnung, sogenannte Newton-Methoden, bei welchen die erste und zweite partielle Ableitung der Qualitätsfunktionen verwendet werden.

Zur Roboterkalibrierung werden die Strategien erster Ordnung, insbesondere das Verfahren nach Levenberg und Marquardt (z.B. LAWSON UND HANSON 1974, HÄMMERLIN UND HOFFMANN 1989), am häufigsten verwendet. Dies ist ein Standardverfahren zur Lösung von Least-Squares-Aufgaben und ist bereits

von vielen Autoren (z.B. BERG 1990, GOSWANNI ET AL. 1993) erfolgreich eingesetzt worden.

Von TANG UND MOORING (1992) wurde das Newton-Raphson Verfahren, von SCHRÖER (1993) der um einen Line-Search (Linearisierung des Ausgleichproblems mit Hilfe eines skalaren Faktors) erweiterte Ansatz des Gauß-Newton-Algorithmus angewandt.

Von HOLLERBACH UND BENNETT (1988) wurde festgestellt, daß mit guten Startwerten auch mit einem linearisierten Least-Squares Ansatz eine gesteigerte Konvergenzgeschwindigkeit erreicht werden kann. KÜHN UND VISSER (1992) verwendete eine Suchstrategie, die auf einer Evolutionsmethode basiert. Dadurch werden Probleme minimiert, die bei der Berechnung der partiellen Differentiale auftreten können. Der Nutzen dieses Verfahrens wird jedoch durch die niedrige Konvergenzgeschwindigkeit beeinträchtigt.

3.3.1.3 Steigerung der stationären Genauigkeit

In verschiedenen Arbeiten konnte gezeigt werden, daß durch die Anwendung der vorgestellten Methoden eine erhebliche Steigerung der Pose-Genauigkeit, von ursprünglich mehreren Millimetern auf wenige Zehntel Millimeter, erreicht werden kann.

In der Arbeit von KHALI ET AL. (1989) konnte mit einem modifizierten DH-Modell eine mittlere Pose-Genauigkeit von 0,8 mm bei einer Standardabweichung von 0,3 mm für einen Vertikalknickarmroboter erreicht werden.

Eine mittlere Pose-Genauigkeit von 0,4 mm wurde unter Nutzung eines rein kinematischen Modells für einen Knickarmroboter erzielt (ZHUANG UND ROTH 1992).

ALBRIGHT UND SCHRÖER (1992) sowie GRETHLEIN UND UECKERDT (1994) haben Modelle untersucht, die neben den geometrischen Parametern auch physikalische Einflüsse (Antriebsselemente, Getriebeungleichförmigkeiten, Getriebe spiel, Gelenk- und Armelastizitäten) berücksichtigen. So beinhaltet ein Modell für einen Industrieroboter mit sieben Achsen bis zu 76 Parameter. Für diesen und einen Knickarmroboter mit sechs Achsen wird eine Pose-Genauigkeit von 0,4 bis 0,5 mm mit einer Standardabweichung von 0,2 mm erreicht. Festgestellt wurde, daß von allen modellierten Parametern lediglich diejenigen für Geometrie sowie für Getriebe- und Armelastizitäten von besonderer Relevanz sind. Die restlichen Parameter haben so gut wie keinen Einfluß auf die er-

reichte Pose-Genauigkeit. Für einen SCARA mit fünf Achsen konnte eine Pose-Genauigkeit von 0,27 mm mit einer Standardabweichung von 0,15 mm erreicht werden. Die geometrischen Abmessungen der Achsverbindungselemente wurden hierbei als besonders relevante Parameter eingestuft. Alle weiteren Parameter führten zu keiner weiteren Verbesserung des Kalibrierergebnisses.

Von MOORING UND PADAVALA (1991) wurde festgestellt, daß die Größenordnung der erreichbaren Pose-Genauigkeit nicht von der Wahl der Eingangsdaten (Meßorte zur Bestimmung der Ist-Posen) abhängt. Ein Modell, welches ebenfalls nicht-kinematische Parameter beinhaltet, wurde von ihm zur Kalibrierung eines PUMA 560 genutzt. Es wurde festgestellt, daß durch die Einführung von Elastizitäten die erreichte Pose-Genauigkeit von 0,5 mm nicht signifikant gegenüber einem rein geometrischen Modell gesteigert werden kann.

Die Genauigkeit eines 6-Achsen Vertikalknickarmroboters KUKA 163/15/30 wurde durch Kalibrierung eines rein kinematischen Modells gesteigert (THATER 1993). Zur Beschreibung jedes Gelenkübergangs sind hierbei sechs Parameter herangezogen worden. Zur Identifikation wurden Messungen in einem relativ kleinen Bereich des Arbeitsraums durchgeführt. Für diesen Bereich konnte mit einer maximalen Pose-Genauigkeit von 0,11 mm die Größenordnung der Pose-Wiederholgenauigkeit erreicht werden. Eine erheblich schlechtere Pose-Genauigkeit von 0,71 mm ergab sich allerdings an Punkten, die außerhalb des zur Parameteridentifikation genutzten Teils des Arbeitsraums lagen.

DIEWALD (1995) entwickelte ein Kalibrierverfahren, das auf der Beschreibung der Posefehler und nicht auf deren Ursache beruht. Durch eine getrennte Betrachtung der Haupt- und Nebenachsenfehler wurden Polynomparameter und eine Korrekturtabelle für einen sechssachsigen Vertikalknickarmroboter offline berechnet. Die mit diesem Kalibrierverfahren erzielte Pose-Genauigkeit lag im Bereich der spezifizierten Wiederholgenauigkeit (Positionsstreuung und Umkehrspanne).

Mit Hilfe eines minimalen Modells gelang es GOSSEL (1996) die Pose-Genauigkeit eines SCARA-Roboters von mehreren Millimetern auf 0,09 mm zu steigern.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß durch die Identifikation der Parameter der Kinematik eine erhebliche Steigerung der Pose-Genauigkeit möglich ist. Die Berücksichtigung physikalischer Parametertypen führte demgegenüber nur zu geringen Verbesserungen.

3.3.2 Verbesserung des thermischen Verhaltens

Störeinflüsse aus dem produktionstechnischen Umfeld werden bei der in *Abschnitt 3.2.1* dargestellten Art der Fehlermodellgenerierung genauso wenig berücksichtigt, wie wechselnde Betriebsbedingungen (z.B. Betriebsart- und Lastwechsel). Die erreichbare Pose-Genauigkeit wird daher weiterhin signifikant von der Temperaturdrift bestimmt.

Der Einfluß thermischer Deformationen und die dadurch hervorgerufenen Ungenauigkeiten sind im Bereich des Werkzeugmaschinenbaus bereits seit längerer Zeit Gegenstand umfangreicher Untersuchungen (DENKER 1968, FISCHER 1970, KERSTEN 1983). Die Ergebnisse der Untersuchungen hinsichtlich der Zusammenhänge zwischen thermisch bedingten Einflußgrößen und dem Genauigkeitsverhalten von Werkzeugmaschinen haben bereits früh zu einer Berücksichtigung thermischer Störgrößen bei der Bestimmung der Positioniergenauigkeit von Werkzeugmaschinen im Rahmen normativer Maßnahmen geführt (DIN 8602 1982). Ferner gibt es eine Vielzahl von Arbeiten in Forschung und Entwicklung, die bis heute bewirkt haben, daß unterschiedliche konstruktive und kompensatorische Ansätze zur Optimierung der Maschinengenauigkeit von zahlreichen Herstellern implementiert wurden (STEHLE 1997).

Im Vergleich zu Werkzeugmaschinen (z.B. DE HAAS 1975, DE HAAS 1976 und MCKEOWN ET AL. 1995) und Koordinatenmeßgeräten (BREYER UND PRESSEL 1992, WÄLDELE 1993 und WEBER 1993) gibt es im Bereich der Robotik bis heute nur wenige Ansätze zur Reduzierung der Auswirkungen thermischer Einflüsse auf die Positioniergenauigkeit. Grund hierfür war die geringe Genauigkeit der ersten Robotergenerationen – eine isolierte Betrachtung thermischer Einflüsse war nicht möglich. Verbesserungen im Bereich der Antriebstechnik sowie der Steuerungen haben in den letzten 15 Jahren die Genauigkeit von Industrierobotern nahezu um das Hundertfache verbessert, wodurch eine Quantifizierung der thermisch bedingten Verlagerungen erst möglich wurde.

Konstruktive und kompensatorische Maßnahmen

Zur Minimierung der Auswirkung thermischer Störgrößen stehen eine Reihe konstruktiver und kompensatorischer Maßnahmen zur Verfügung. Der von HEISEL (1980) aufgestellte Maßnahmenkatalog für Werkzeugmaschinen kann nach RICHTER (1997) auf Industrieroboter übertragen werden (Bild 3.13).

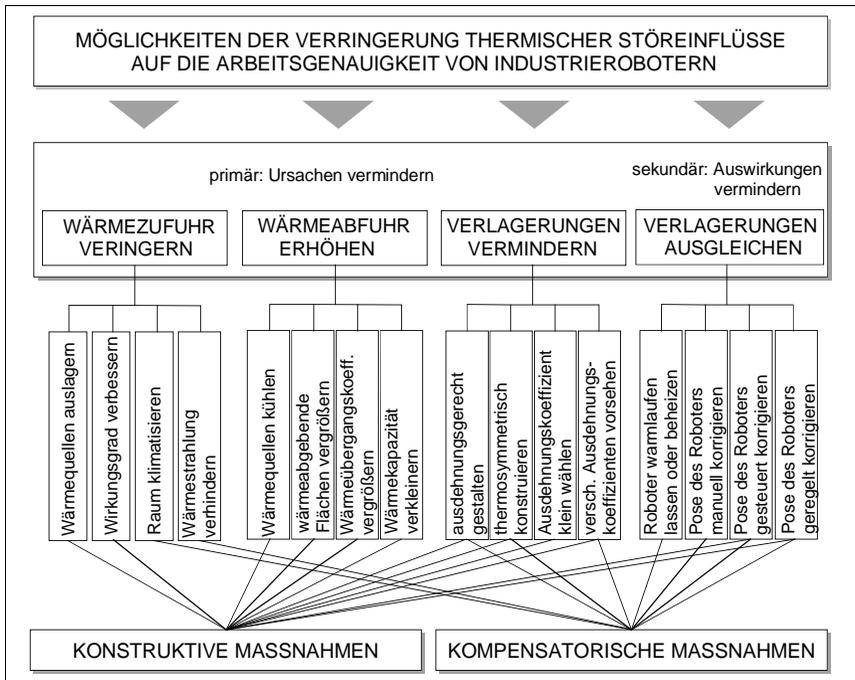


Bild 3.13: Maßnahmen zur Verringerung thermischer Störeinflüsse auf die Genauigkeit von Industrierobotern (nach HEISEL (1980))

In der Arbeit von RICHTER (1997) wird an sieben unterschiedlichen Roboter-typen das thermische Verhalten eingehend untersucht und die Auswirkungen auf deren Posegenauigkeit dargestellt. Die Ergebnisse der Untersuchungen verdeutlichen die Notwendigkeit von konstruktiven und kompensatorischen Optimierungsmaßnahmen. Zur Minimierung der Temperaturdrift sind entweder die Ursachen der thermisch bedingten Verformungen zu vermindern oder aber die Auswirkungen der Verformungen zu verringern. Welche Maßnahme sinnvoll und den besten Erfolg gewährleistet, hängt insbesondere von den Einflußmöglichkeiten auf die Konstruktion und die Steuerung des zu optimierenden Industrieroboters ab.

Konstruktiv können thermisch bedingte Verformungen beispielsweise durch thermosymmetrische Konstruktion und thermorobuste Werkstoffe verringert, jedoch nicht vollständig vermieden werden (HEISEL ET AL.1997).

Durch konstruktive Maßnahmen erreicht OVERBECK (1992) eine näherungsweise lineare thermische Dehnung der Armelemente eines Horizontalknickarmroboters. Bei der anschließenden Entwicklung des Kompensationsverfahrens mit Hilfe von Temperaturverformungsmodellen für die Armelemente konnte somit der Einfluß der thermischen Biegung vernachlässigt werden.

Steuerungstechnische Kompensation der Temperaturdrift

Eine effizientere Möglichkeit stellen steuerungstechnische Kompensationsverfahren dar. Grundlage dieser Verfahren ist die Bestimmung des jeweils aktuellen Verformungszustandes der Roboterkinematik. Die Kompensation der Temperaturdrift erfolgt durch Anpassung thermischer Parameter im Steuerungsmodell des Roboters. Zur Ermittlung und Quantifizierung dieser Parameter sind nachfolgend beschriebene Vorgehensweisen bekannt.

In der Arbeit von PETERS (1985) wird erstmals an einem Vertikalknickarmroboter die thermisch bedingte Verlagerung des TCP genauer analysiert. Die von inneren Wärmequellen hervorgerufene Längenänderung der Planetenrollspindel zum Antrieb der zweiten und dritten Hauptachse verursachen bei diesem Roboter eine Temperaturdrift von bis zu 0,5 mm. Zur Kompensation dieses Fehlers wird eine rechnerische Korrektur der wirksamen Spindellänge, basierend auf der Temperaturverteilung entlang der Spindel, vorgeschlagen. PETERS (1985) konnte mit seinem Verfahren die Temperaturdrift um durchschnittlich 35% reduzieren. Antriebe mit Planetenrollspindeln werden jedoch bei konventionellen Vertikalknickarmrobotern neuerer Bauart nicht mehr verwendet. Die vorgeschlagene Kompensationsstrategie könnte jedoch in leicht abgewandelter Form zukünftig für Stab- und Parallelkinematiken einen interessanten Lösungsansatz darstellen.

Eine analytische Kompensation der Verlagerung mit Hilfe von Temperatur-Verlagerungsmodellen wird von BRÜSTLE (1986) beschrieben. Der Zusammenhang zwischen Temperaturmessung und Verlagerungsmessung an einem Punkt im Arbeitsraum wird verwendet, um einen Korrekturfaktor zu berechnen. Während des Betriebs wird zunächst die Temperatur gemessen, um dann mit Hilfe des ermittelten Koeffizienten einen Korrekturwert zu berechnen. Der so bestimmte Wert gilt jedoch nur für einen Punkt im Arbeitsraum und ist somit nicht auf den gesamten Arbeitsraum übertragbar.

OVERBECK (1992) nennt die thermisch hervorgerufenen Deformationen der Achsverbindungsselemente als die wichtigste Fehlerquelle bei direkt angetrie-

benen Horizontalknickarmrobotern. Durch online Messung der Temperaturverteilung im Armelement kann eine Korrektur der Armlänge im kinematischen Modell während des Betriebs erfolgen. Simulationsrechnungen zeigen, daß bei diesem Roboter die Temperaturdrift von ursprünglich circa 0,1 mm auf wenige Hundertstel Millimeter reduziert werden kann. Thermische Effekte aufgrund äußerer Wärmequellen können mit diesem Verfahren jedoch nicht kompensiert werden.

RALL ET AL. (1992) UND FUJITA ET AL. (1993) schlagen eine rechnerische Kompensation vor, bei der die thermisch bedingte Verlagerung an zwei Arbeitsraumpunkten gemessen wird. Mit diesen Abweichungen werden die vier aktuellen Längen der Achsverbindungselemente berechnet. Weitere Auswirkungen thermischer Effekte, z.B. auf Antriebskomponenten, bleiben unberücksichtigt.

Ferner werden in zwei internationalen Patentschriften (KATO ET AL. 1985, TORII 1990) weitere Verfahren zur steuerungstechnischen Kompensation thermischer Störeinflüsse an SCARA und Vertikalknickarmrobotern vorgeschlagen. Bei diesen Verfahren werden als Eingangsgrößen für die Kompensation die thermisch bedingte translatorische Abweichung an einem oder zwei Punkten im Arbeitsraum gemessen. Durch eine parallele Temperaturmessung erfolgt die Steuerung der Kompensation. Eine Kompensation der Temperaturdrift kann durch diese Verfahren lediglich in Teilbereichen des Arbeitsraums erfolgen. Von KIM (1994) wurde ein patentiertes Verfahren mit einem speziellen Prüfkörper entwickelt. An diesem wird mittels laseroptischer 3D-Messung die Temperaturdrift bestimmt. Basierend auf einer Fehlerquadratminimierung erfolgt die Berechnung der sechs Armlängenänderungen.

RICHTER (1997) schlägt in seiner Arbeit indirekte Kompensationsverfahren zur Minimierung der Temperaturdrift an Industrierobotern vor. Diese Verfahren ermöglichen mittels Temperatur-Verformungsmodellen die Bestimmung der aktuellen geometrischen Abmessungen von Roboterkomponenten. Die Modellierung der thermischen Effekte basiert auf einer detaillierten meßtechnischen Erfassung des thermischen Verhaltens der betrachteten Roboterstruktur. Eine exakte Bestimmung mit anschließender Modellierung der Korrelation von Temperaturänderung und Verformung ist dabei unumgänglich. Am Beispiel eines SCARA-Roboters wird die Vorgehensweise demonstriert. Dabei kann mittels einer rechnerischen Simulation eine Minimierung der Temperaturdrift um durchschnittlich 58% nachgewiesen werden.

Verbesserungen dieser Verfahren werden von RICHTER (1997) in der direkten

Bestimmung der kinematischen Parameter, beispielsweise mittels Verformungsmessung, gesehen (HEISEL ET AL. 1997). Diese Vorgehensweise ist jedoch mit einem erheblichen meßtechnischen und konstruktiven Änderungsaufwand verbunden. Der Einsatz dieses Verfahrens bei Standardgeräten ist daher aus wirtschaftlichen Gründen eher unwahrscheinlich.

3.4 Defizite bekannter Optimierungsverfahren

Die in *Abschnitt 3.2.1* dargestellten Verfahren zur Optimierung der stationären Genauigkeit von Robotern, ermöglichen es nahezu jeden kinematischen und mechanisch-physikalischen Parameter eines Industrieroboters präzise zu bestimmen. Nachdem die Parameter berechnet und in die Algorithmen zur Bewegungsplanung implementiert sind, können somit die toleranzbedingten Einflüsse aus Fertigung und Montage von Industrierobotern steuerungstechnisch kompensiert werden. Damit ist eine Pose-Genauigkeit im Bereich der Pose-Wiederholgenauigkeit erzielbar (vgl. z.B. GOSSEL 1996).

Diese Art der Parameteridentifikation wird für jeden Roboter unter stationären Bedingungen durchgeführt. Das identifizierte Fehlermodell stellt daher eine Momentaufnahme dar und hat lediglich für genau einen definierten Betriebszustand, basierend auf den Identifikationsbedingungen, Gültigkeit. Thermische Störeinflüsse aus dem produktionstechnischen Umfeld werden bei dieser Art der Fehlermodellgenerierung jedoch nicht berücksichtigt. Die erreichbare Pose-Genauigkeit wird daher weiterhin signifikant von der Temperaturdrift bestimmt.

Diese Verfahren eignen sich ferner aufgrund des hohen, meßtechnischen Aufwandes - zur Identifikation der Parameter werden mindestens 100 Meßpunkte benötigt - und der zur Messung erforderlichen Zeit nicht für eine Kompensation von thermisch bedingten Verformungen während des Betriebs.

Bekannte kompensatorische Verfahren zur Minimierung der Temperaturdrift stellen überwiegend Speziallösungen für ausgewählte Robotertypen dar. Hierbei sind Kompensationsstrategien z.B. für signifikante Störgrößen von spezifischen Antriebskonzepten (Spindel- oder Direktantrieb) erarbeitet worden. Die Wechselwirkungen thermischer Einflüsse auf das Gesamtsystem Roboter wurde bei diesen Arbeiten nicht betrachtet. Überlagerungseffekte, wie ther-

misch bedingte Strukturverformungen und Fehlstellungen der Antriebskomponenten werden nur unzureichend berücksichtigt.

Ferner weisen die realisierten Verfahren zur Minimierung der Temperaturdrift an Industrierobotern einen sehr hohen experimentellen Aufwand zur Erstellung von Temperaturverformungsmodellen auf oder lassen sich ohne aufwendige konstruktive Veränderungen am Roboter selbst nicht realisieren.

Der Praxiseinsatz dieser Kompensationsansätze wurde dadurch bisher verhindert. Aufgrund der Komplexität wurden diese Optimierungsmaßnahmen bis heute lediglich an einfach beherrschbaren Kinematiken (SCARA-Bauweise) und unter Laborbedingungen erprobt.

4 Konzeption des Kalibrierverfahrens

Zum Ausgleich der in den *Abschnitten 3.3* und *3.4* genannten Defiziten bekannter Lösungen zur Minimierung der Temperaturdrift an Industrierobotern, ist ein geeignetes Kalibrierverfahren zu konzipieren. Hierzu wird in diesem Kapitel basierend auf den aus dem Stand der Technik bekannten Wirkzusammenhängen des Temperaturverformungsverhaltens von Industrierobotern ein umfassender Lösungsansatz zur steuerungstechnischen Kompensation der Temperaturdrift skizziert. Darauf aufbauend werden die Anforderungen an die zu entwickelnden Verfahrensmodule sowie an die kompensationsgerechte, mathematische Modellierung der Auswirkungen thermischer Effekte formuliert.

4.1 Temperaturverformungsverhalten von Industrierobotern

Die verschiedenen Untersuchungen zum Temperaturverformungsverhalten bei Industrierobotern (PETERS (1985), BRÜSTLE (1986), OVERBECK (1992) und RICHTER (1997)) ergeben zusammengefaßt die nachfolgend aufgelisteten thermischen Wirkzusammenhänge (Bild 4.1):

1. Entscheidenden Einfluß auf den thermisch bedingten Verlagerungsverlauf bei Industrierobotern haben die Verfahrgeschwindigkeit, die Achsbeschleunigung sowie die Traglast (angekoppelte Last am TCP und auf dem Roboterarm), die Zyklusart (Betriebsart) und die Betriebsdauer.
2. Die Anordnung von Antriebskomponenten (Motoren, Getriebe, Lagerungen) in oder an den Achsverbindungselementen haben großen Einfluß auf das Verformungsverhalten der gesamten Roboterstruktur. Aufgrund der eingeschränkten Wirkungsgrade der Antriebskomponenten erfolgt durch die Umsetzung der Verlustleistung in Wärmeenergie eine erhebliche Erwärmung der einzelnen Bauteile in der Umgebung der Antriebe.
Die Zeitkonstanten für die Erwärmung sind in der Regel deutlich kürzer als die Zeitkonstanten für die Abkühlung. Zurückzuführen ist dieser Effekt auf die hohe Wärmekapazität der Elemente und die geringe, zur Wärmeabgabe an die Umgebung zur Verfügung stehende Oberfläche der Roboterstruktur.
3. Hauptsächlich bei großen Robotern hat die durch Bewegung hervorgerufene Konvektion einen großen Einfluß auf die Erwärmung und Abkühlung der

Strukturelemente. Bei erhöhter Geschwindigkeit zeigen die Antriebskomponenten eine stärkere Erwärmung, wobei die Achsverbindungselemente nur unwesentlich wärmer werden als bei niedrigeren Verfahrensgeschwindigkeiten.

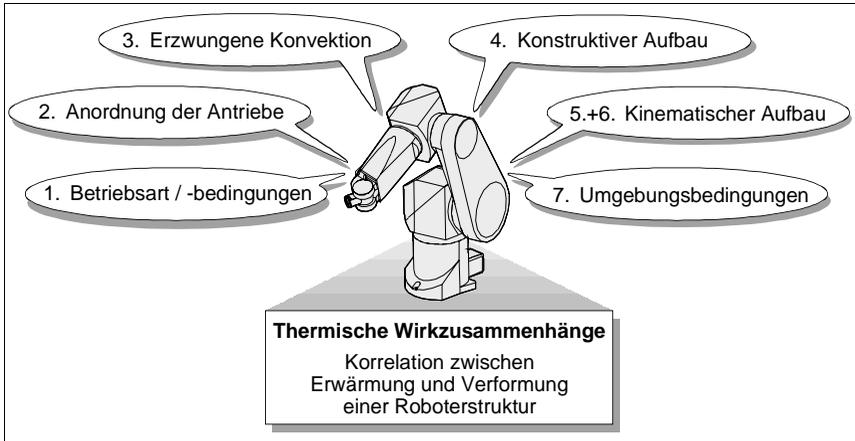


Bild 4.1: Thermische Wirkzusammenhänge

4. Das Verformungsverhalten ist weiter abhängig von der Materialverteilung und den Materialdicken sowie von den Querschnittsflächen, also vom konstruktiven Aufbau der Roboterstruktur und vom Wärmeausdehnungskoeffizienten der verwendeten Werkstoffe.
5. Bei einem symmetrischen Aufbau der Roboterstruktur wird die Temperaturdrift überwiegend durch die Längenänderung der Achsverbindungselemente und durch das Positionierverhalten der Bewegungsachsen bestimmt. Mehrachsige Verformungen treten hauptsächlich bei asymmetrischer Konstruktion der Achsverbindungselemente sowie bei einseitiger Lagerung der Bewegungsachsen auf.
6. Roboterstrukturen, die als Mischformen (Kombination aus serieller Anordnung der Bewegungsachsen und geschlossenen Teilketten) oder parallele Kinematiken ausgeführt sind, weisen ein komplexeres Verformungsverhalten auf als serielle Kinematiken. Dieser Sachverhalt ist auf die Kopplung der Bewegungsachsen und der damit in Bezug stehenden Wechselwirkung der thermisch bedingten Verformung der einzelnen Strukturelemente zurückzuführen.

7. Äußere Wärmequellen tragen ebenfalls zur Gesamtverformung bei, beeinflussen jedoch alle Komponenten in ähnlicher Weise. Sofern eine homogene Temperaturschichtung im Arbeitsraum des Roboters vorliegt, bildet sich nach einer gewissen Zeit, aufgrund des externen Wärmestroms ein gleichmäßiges Temperaturfeld über der Roboterstruktur aus.

4.2 Gesamtstruktur des Kalibrierverfahrens

Die thermisch bedingte Verformung der Achsverbindungselemente sowie der Antriebskomponenten erzeugt in Summe einen Verlagerungsvektor am TCP, der über die Beziehung der Bewegungsachsen des betrachteten Industrieroboters zueinander für jeden Arbeitraumpunkt in Betrag und Richtung unterschiedliche Werte annehmen kann. Während des Betriebs äußert sich dies in der Drift der Posegenauigkeit, der sogenannten Temperaturdrift d_{AP} . Gelingt es, zu jedem beliebigen Betriebszeitpunkt und für jede beliebige Roboterbelastung den aktuellen Verformungszustand der gesamten Roboterstruktur zu bestimmen, können unter Berücksichtigung der aktuellen Verformungen in der Koordinatentransformation zur Bewegungsplanung die zur Kompensation erforderlichen Stellwerte der Bewegungsachsen ermittelt werden. So kann eine vorgegebene Pose auch bei temperaturabhängiger Veränderung der Roboterkinematik exakt angefahren werden. Die aktuellen Verformungswerte der Roboterkinematik sollen hierbei durch sogenannte thermische Parameter beschrieben werden (REINHART UND GRÄSER 1998). Zur Ermittlung dieser thermischen Parameter und deren Berücksichtigung bei der Bewegungsplanung soll im Rahmen dieser Arbeit ein Verfahren entwickelt werden, das auf dem systematischen Ansatz der Kalibrierung kinematischer Ketten basiert. Dieses Verfahren läßt sich hinsichtlich des chronologischen Ablaufs in zwei Abschnitte unterteilen.

Im ersten Abschnitt, unmittelbar nach der Montage des Roboters, erfolgt die sogenannte Grundkalibrierung (Bild 4.2, links). Hierbei wird das thermisch bedingte Verformungsverhalten der Roboterstruktur, respektive die thermischen Parameter, bestimmt. Zur Berücksichtigung der thermischen Verformungseffekte bei der Bewegungsplanung wird anschließend eine Erweiterung der steuerungstechnischen Transformation um die signifikanten thermischen Parameter vorgenommen. Aus der erweiterten Koordinatentransformation wird

der Berechnungsalgorithmus zur späteren Kompensation der Temperaturdrift erstellt.

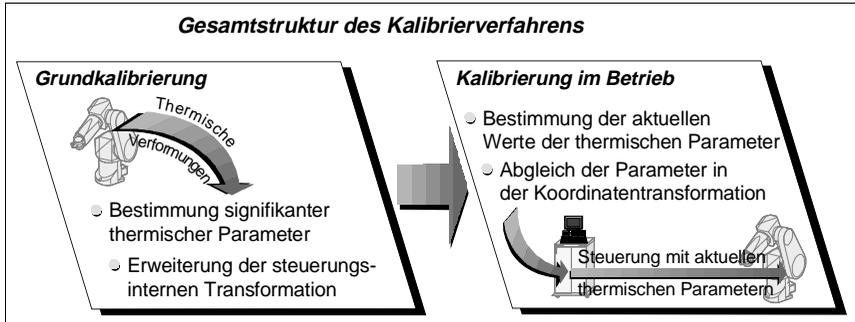


Bild 4.2: Gesamtstruktur des Kalibrierverfahrens

Der zweite Abschnitt beinhaltet diejenigen Verfahrensschritte, die zur Kalibrierung während des Betriebs erforderlich sind (Bild 4.2, rechts). Diese umfassen die Implementierung der im Vorfeld aufgestellten Berechnungsalgorithmen in die Bewegungsplanung sowie die Auswahl und Integration des Meßsystems und der entsprechenden Referenzumgebung zur Ermittlung der aktuellen Temperaturdrift. Die gemessene Temperaturdrift (Genauigkeitsabweichung in der Referenzumgebung) liefert die Eingangswerte für die Kompensationsrechnung zur Berechnung der aktuellen Werte der thermischen Parameter.

Ferner wird, in Abhängigkeit der Systemkomponenten (Roboter, Roboter- und Meßsystemsteuerung), der Aufbau des Kompensationskreises vorgenommen.

4.2.1 Grundkalibrierung nach der Montage des Roboters

Zur Ermittlung der thermischen Parameter und zu deren Berücksichtigung in der steuerungsseitigen Koordinatentransformation sind im Rahmen der Grundkalibrierung nachfolgend beschriebene Arbeitsschritte erforderlich (Bild 4.3).

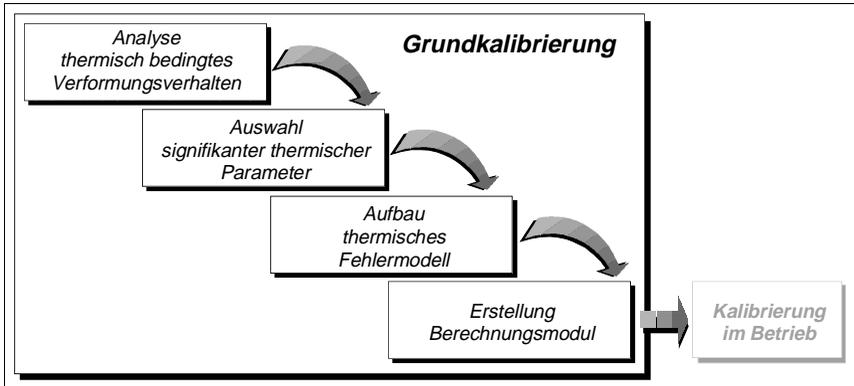


Bild 4.3: Grundkalibrierung nach der Montage

Analyse des thermisch bedingten Verformungsverhaltens: Im Rahmen einer systematischen Analyse ist mittels sequentieller Vermessung der Achsverbindungselemente und der Bewegungsachsen der vorliegenden Roboterstruktur das thermisch bedingte Verformungsverhalten der kinematischen Komponenten in unterschiedlichen Betriebszuständen zu bestimmen. Zur reproduzierbaren Ermittlung der betriebsabhängigen Verformungseffekte sind hierbei standardisierte Versuchsreihen durchzuführen. Ergebnis dieser Analyse sind sogenannte thermische Parameter, die in Summe die resultierende Temperaturdrift am TCP bestimmen. Die thermischen Parameter beschreiben im Detail die Art der auftretenden Verformungseffekte der Achsverbindungselemente sowie die Variabilität hinsichtlich des Übertragungsverhaltens der Bewegungsachsen.

Auswahl signifikanter thermischer Parameter: Die bei der Analyse ermittelten thermischen Parameter haben in Bezug auf die resultierende Temperaturdrift am TCP einen unterschiedlich starken Einfluß. Zur Vereinfachung der später notwendigen mathematischen Beschreibung der Verformungseffekte hat eine Auswahl signifikanter thermischer Parameter zu erfolgen, die eine wesentliche Auswirkung auf die Genauigkeit des Roboters unter Temperatureinflüssen haben.

Aufbau des thermischen Fehlermodells: Die Steuerung eines Roboters erfolgt anhand der Beschreibung der Lage des Endeffektors durch eine Funktion der Stellwerte der Bewegungsachsen und der geometrischen Abmessungen der Achselemente. Das Übertragungsverhalten der Bewegungsachsen und die

Geometrie der Achselemente sind derzeit in der Robotersteuerung als vordefinierte, stationäre Systemparameter abgespeichert.

Um die Auswirkungen der thermischen Effekte bei der Steuerung eines Roboters berücksichtigen zu können, müssen die Systemparameter während des Betriebs entsprechend des aktuellen, temperaturabhängigen Verformungszustandes abgeglichen werden. Relevant hierfür sind diejenigen Systemparameter, die zuvor als signifikante, thermische Parameter ausgewählt worden sind. Die Erweiterung des Modells zur Steuerung des Roboters anhand der signifikanten thermischen Parameter wird im folgenden als thermisches Fehlermodell bezeichnet.

Erstellung des Berechnungsmoduls: Die Berechnung der aktuellen Werte der signifikanten thermischen Parameter während des Betriebs soll mit Hilfe der im thermischen Fehlermodell definierten Koordinatentransformation erfolgen. In Abhängigkeit der Komplexität des thermischen Fehlermodells muß die Parameterberechnung analytisch oder numerisch erfolgen.

Eingangswerte für die Berechnung sind Meßwerte bezüglich der aktuellen, thermisch bedingten Poseabweichung an mehreren Arbeitsraumpunkten (Referenzumgebung).

Ausgangsdaten sind die aktuellen Werte der signifikanten thermischen Parameter, die anschließend für den Parameterabgleich im thermischen Fehlermodell verwendet werden.

4.2.2 Kalibrierung während des Betriebs

Zur Berechnung und Berücksichtigung der aktuellen Werte der signifikanten thermischen Parameter während des Betriebs, soll im Rahmen dieser Arbeit eine Kompensationsstrategie entwickelt werden, die auf dem systematischen Ansatz der Kalibrierung kinematischer Ketten (vgl. z.B. DUELEN ET AL. 1992) basiert. Bild 4.4 zeigt den prinzipiellen Ablauf der Kalibrierung zur Kompensation der Temperaturdrift.

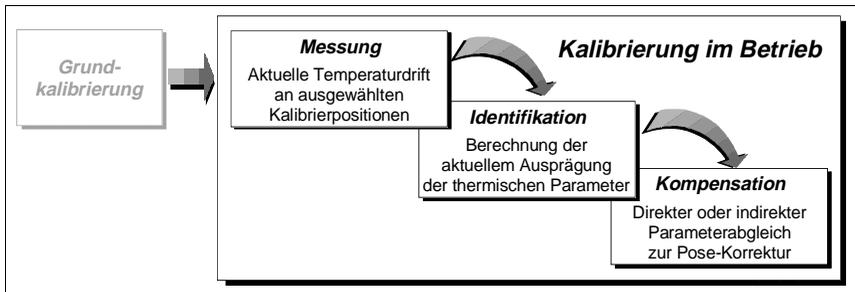


Bild 4.4: Kalibrierung während des Betriebs

Basis der Temperaturdriftkompensation ist die in *Abschnitt 4.2.1* beschriebene Modellierung des Roboters unter Berücksichtigung der thermischen Parameter (thermisches Fehlermodell). Nachfolgend wird der Ablauf der Kalibrierung während des Betriebs skizziert:

Messung: Die präzise Messung der Lage des Endeffektors (TCP) in ausgewählten, unterschiedlichen Stellungen der Bewegungsachsen (Kalibrierposen) dient zur Bestimmung der aktuellen, vektoriellen Ausprägung der Temperaturdrift während des Betriebs. Die Koordinaten dieser thermisch bedingten Abweichungsvektoren sind die Eingangswerte für die anschließende Identifikation des aktuellen Verformungszustand der Roboterkinematik und damit für die Berechnung der tatsächlichen Werte der signifikanten thermischen Parameter. Die Messung kann je nach technischer Ausführung der Sensorik drei- (Teilposmessung) oder sechsdimensional (Posemessung) erfolgen.

Identifikation: Bei der Identifikation erfolgt mit Hilfe der Eingangswerte der *Messung* die Berechnung der aktuellen Differenzen der signifikanten thermischen Parameter ausgehend von den stationären Systemparametern bei kalter Roboterstruktur. Zur Kalkulation der aktuellen Parameterwerte wird das unter *Abschnitt 4.2.1* beschriebenen Berechnungsmodul verwendet.

Kompensation: Bei der Kompensation erfolgt der Abgleich der Systemparameter mit den aktuell berechneten thermischen Parametern im Steuerungsmodell des Roboters.

4.3 Beurteilung der Leistungsfähigkeit des Kalibrierverfahrens

4.3.1 Vorteile der steuerungstechnischen Kompensation

Wesentliche Vorteile der beschriebenen Kompensationsstrategie sind:

- Die Berechnung der aktuellen Werte der thermischen Parameter erfolgt nicht durch Temperaturverlagerungs- oder Temperaturverformungsmodelle (beide haben als Bezugsgröße aktuelle Temperaturwerte der Strukturelemente), sondern basiert ausschließlich auf der Bestimmung von Parameterdifferenzen mittels Messung der tatsächlich am TCP resultierenden Temperaturdrift unter verschiedenen Betriebsbedingungen.
- Die nur teilweise reproduzierbaren Ursachen für die Temperaturdrift (tatsächliche Ausprägung innerer und äußerer Wärmequellen oder -senken und deren oft schwierige Lokalisierung sowie aussagerichtige Erfassung) sind nicht relevant.
- Für die Kompensation ist die meßtechnisch bestimmbare Summe der Auswirkungen am TCP relevant (Differenz zwischen Soll- und aktueller Ist-Pose), nicht Einzelfehler, deren Wirkzusammenhänge nicht bekannt sind.
- Es sind keine konstruktiven Veränderungen am Roboter notwendig - es muß lediglich eine stationäre oder an der Roboterhand adaptierte Längenmeßtechnik in die Applikation integriert werden.
- Die Kompensation der Temperaturdrift erfolgt in Abhängigkeit der jeweils aktuellen Positioniergenauigkeit des Roboters, somit kann ein Optimum des Kalibrierergebnisses im Betrieb erzielt werden.
- Die Kompensation wird mit Hilfe von Eingangsdaten an wenigen Kalibrierpunkten durchgeführt und hat somit, je nach eingesetzter Meßtechnik, nur geringen Einfluß auf die Hauptzeit eines Prozesses.

4.3.2 Grenzen der steuerungstechnischen Kompensation

In Abhängigkeit von der kinematischen Gesamtstruktur sowie von der momentanen Stellung der Bewegungsachsen können sich die temperaturabhängigen Verformungseffekte bis zum TCP hin verstärken, aber auch gegenseitig teilweise aufheben. Die tatsächliche Abweichung, die wirksame Temperaturdrift am TCP, läßt sich für jeden Betriebszeitpunkt, in jedem Punkt im Arbeitsraum mathematisch als Vektor in Betrag und Richtung beschreiben. Mit Hilfe

der zu entwickelnden steuerungstechnischen Kompensation soll dieser punktspezifische Vektor der Temperaturdrift minimiert werden. Die Minimierung der Temperaturdrift ist jedoch selbst bei einer optimalen mathematischen Modellierung des thermisch bedingten Verformungsverhaltens aus technischen sowie physikalischen Gründen nur begrenzt möglich:

- **Freiheitsgrade der Roboterkinematik:** Die Kinematikstruktur eines Roboters bestimmt die Beweglichkeit des Werkzeugarbeitspunktes. Ist die Dimension der thermischen Strukturverformung größer als die Freiheitsgrade der Roboterkinematik, so kann die Temperaturdrift nur bedingt kompensiert werden. In Bild 4.5 ist dieser Sachverhalt am Beispiel eines SCARA-Roboters dargestellt. Eine stark inhomogene Temperaturerhöhung führt bei diesem Roboter zu einer thermischen Biegung des Sockels um die y-Achse des Basiskoordinatensystems. Dadurch wird eine Verkippung der translatorischen z-Achse, in der durch die z-Achse des Basiskoordinatensystems aufgespannten Ebene, hervorgerufen. Diese Verkippung kann aufgrund der lediglich parallel zur vertikalen z-Achse angeordneten Drehgelenke nicht kompensiert werden. Die Temperaturdrift kann in diesem Fall nur translatorisch, in Richtung der Koordinatenachsen x, y und z steuerungstechnisch korrigiert werden. Die Verkippung um den Winkel $\Delta\varphi^{th}$ bezüglich der z-Achse bleibt als unkompensierter Restfehler weiterhin wirksam.

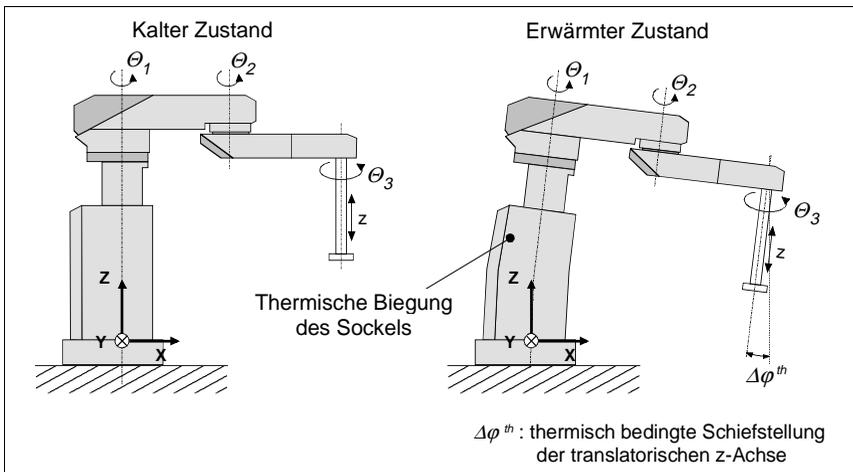


Bild 4.5: Verformungseffekte versus Freiheitsgrade der Bewegungsachsen, Grenzen der Kompensation am Beispiel eines SCARA-Roboters

D.h. idealerweise sollte der zu kompensierende Industrieroboter sechs Bewegungsfreiheitsgrade haben, damit die am TCP wirksame Gesamtverformung steuerungstechnisch vollständig ausgeglichen werden kann.

- **Programmiergenauigkeit:** Die Kompensation der Temperaturdrift soll bei der steuerungstechnischen Kompensation durch Vorgabe korrigierter Soll-Posen, respektive der dem aktuellen Verformungsverhalten angepaßten Systemparameter, für jeden Punkt im Arbeitsraum erfolgen, so daß die tatsächlich angefahrte Ist-Pose nur minimal von der programmierten Soll-Pose im kalten Zustand des Roboters abweicht. Voraussetzung für diese Anforderung ist eine hohe Programmiergenauigkeit, die hauptsächlich vom kleinstmöglichen verfahrenbaren Schritt abhängig ist (VDI 2861 1989). Die Schrittweite wird von der Auflösung der Meßsysteme und vom Übertragungsverhalten der Antriebskomponenten (z.B. Getriebegenauigkeit) maßgeblich bestimmt. Eine steuerungstechnische Korrektur der Temperaturdrift ist somit nur im Rahmen dieser systembedingten Werte möglich. D.h., die Temperaturdrift kann maximal nur auf den Betrag der Programmiergenauigkeit eines Roboters reduziert werden.
- **Unstetige Ermittlung der thermischen Parameter:** Die Berechnung der thermischen Parameter erfolgt bei der vorgeschlagenen Kompensationsstrategie nicht kontinuierlich, sondern zu diskreten Zeitpunkten. D.h. ein Optimum bezüglich der Minimierung der Temperaturdrift wird nur unmittelbar nach den einzelnen Kalibriervorgängen während des Betriebs erreicht. Dies gilt insbesondere für stark instationäre Betriebszustände, wie z.B. während der Aufwärm- oder Abkühlphase. Um die Temperaturdrift auch in diesen Betriebszuständen möglichst gering zu halten, ist eine erneute Kalibrierung in kurzen Zeitabständen erforderlich.
- **Architektur der Steuerung:** Die Posekorrektur zur Kompensation der Temperaturdrift kann, in Abhängigkeit von der Steuerungsarchitektur direkt oder indirekt erfolgen (\Rightarrow *Abschnitt 4.2.2*). Die direkte Posekorrektur über den Abgleich der Systemparameter hat den Vorteil, daß die Temperaturdrift nicht nur an diskreten Punkten minimiert wird, sondern auch die Bahngenauigkeit erheblich verbessert werden kann. Diese Lösung erfordert allerdings die Zugriffsmöglichkeit auf die Systemparameter, was bei heutigen Robotersteuerungen oft nicht realisierbar ist.

4.4 Anforderungsprofil für das Kalibrierverfahren

Im Gegensatz zu bekannten Lösungen mit direkten oder indirekten Meßverfahren (z.B. LEUKEFELD 1987, WURST 1991, MITSUISHI ET AL. 1996), sollen in dieser Arbeit zur Kompensation der Temperaturdrift, die Auswirkungen thermischer Einflüsse in einem mathematischen Modell, dem sogenannten thermischen Fehlermodell, berücksichtigt werden. Dieses thermische Fehlermodell wird dann anstatt der ursprünglichen Koordinatentransformation, unter Berücksichtigung der tatsächlichen Werte der signifikanten thermischen Parameter, zur Steuerung des Roboters eingesetzt.

Erfahrungen mit bekannten Kompensationsstrategien (PETERS 1985, BRÜSTLE 1986, SCHMIDT UND MINGES 1990) haben gezeigt, daß für den Erfolg und die industrielle Akzeptanz einer Kalibrationsstrategie neben dem notwendigen technischen und finanziellen Aufwand zur Implementierung des Systems vor allem der Aufwand zur Generierung der Eingangsinformationen und damit zur Erstellung des thermischen Fehlermodells von entscheidender Bedeutung ist.

4.4.1 Anforderungen an die Grundkalibrierung

Ausgehend von den in *Abschnitt 3.1.3* dargestellten thermischen Einflüssen auf die kinematische Kette und deren Auswirkungen auf das Positionierverhalten wird deutlich, daß zur meßtechnischen Erfassung aller Ursachen und ihrer Auswirkungen auf die Pose folgende Anforderungen an die Grundkalibrierung formuliert werden müssen:

Analyse des thermisch bedingten Verformungsverhaltens

- Systematische Ermittlung des thermisch bedingten Positionierverhaltens mit Hilfe eines Prüfplanes, der eine reproduzierbare Untersuchung von Industrierobotern bei variablen thermischen Einflüssen ermöglicht.
- Mit Hilfe der Analyse muß eine vollständige mathematische Beschreibung der Auswirkungen thermischer Einflüsse auf den Verformungszustand beliebiger kinematischer Ketten möglich sein.

D.h., die thermisch bedingte Längenänderung und thermische Biegung der Achsverbindungselemente sowie das thermisch bedingte Positionierverhalten der Antriebe muß meßtechnisch erfaßt werden können. Die daraus resultierende Beschreibung der thermischen Parameter bildet die Basis für

den, in Abhängigkeit der Achsstellung und dem aktuellen thermischen Zustand, auftretenden Fehler beim Positionieren.

- Die Prüfpositionen zur Ermittlung der thermischen Parameter müssen in einem großen Bereich des Arbeitsraumes gemessen werden, um allgemeingültige Aussagen zum thermisch bedingten Positionierverhalten der Bewegungsachsen zu ermöglichen.
- Die Meßgenauigkeit der eingesetzten Meßtechnik muß um den Faktor 5 bis 10 besser sein, als die vom Hersteller bezifferte Wiederholgenauigkeit des Roboters.
- Die aus der Herstellung der Prüfkörper oder dem Einfluß der Prüfbedingungen auf die Sensorik resultierende Meßunsicherheit, ist durch geeignete Maßnahmen zu kompensieren. Insbesondere sind hier thermische Einflüsse auf die Meßgenauigkeit zu beachten.
- Die Messungen müssen automatisierbar sein, da Versuchsreihen zur Quantifizierung der thermischen Parameter über mehrere Stunden durchzuführen sind.

Auswahl signifikanter thermischer Parameter

- Im Hinblick auf die spätere Kompensation müssen aus allen identifizierten thermischen Parametern diejenigen Parameter ausgewählt werden, die einen signifikanten Einfluß auf die Temperaturdrift haben. Nur so sind minimale Kalibrierzeiten erzielbar.
- Die Beschreibung des thermischen Verformungsverhaltens mittels der signifikanten thermischen Parameter muß jedoch hinreichend genau möglich sein, um eine möglichst effiziente Kompensation der Temperaturdrift im gesamten Arbeitsraum gewährleisten zu können.

Aufbau des thermischen Fehlermodells

- Das thermisch bedingte Positionierverhalten des Industrieroboters muß mit Hilfe des mathematischen Modells (thermisches Fehlermodell) möglichst realistisch abbildbar sein.
- Zur Beschreibung der kinematischen Zusammenhänge ist eine Modellierung zu wählen, die ohne Zwangsbedingungen für die konstruktive und mechanische Gestaltung der kinematischen Kette eingesetzt werden kann. Es sollten die thermischen Eigenschaften beliebiger Roboterbauarten vollständig abbildbar sein.

- Das um die signifikanten thermischen Parameter erweiterte Modell der kinematischen Kette muß in seiner grundlegenden Struktur dem realen System entsprechen. Es ist sicherzustellen, daß mit dem steuerungsinternen Modell die Ergebnisse des modifizierten, thermisch bedingten Ansatzes umgesetzt werden können.

Erstellung des Berechnungsmoduls

- Die im Berechnungsmodul eingesetzten analytischen oder numerischen Lösungsverfahren müssen eindeutig sein.
- Es muß eine hohe Zuverlässigkeit bezüglich der berechneten thermischen Parameter gewährleistet sein. D.h. es ist sicherzustellen, daß immer die gleichen Parameter lokalisiert und Rückschlüsse auf die Ursache der thermisch bedingten Parameteränderung korrekt interpretiert werden können.
- Die Berechnung der signifikanten thermischen Parameter muß in wenigen Sekunden erfolgen, damit die benötigte Zeit für die Kalibrierung während des Betriebs möglichst gering ist.

4.4.2 Anforderungen an die Kalibrierung im Betrieb

Zur Kompensation der Temperaturdrift muß von Zeit zu Zeit das thermische Fehlermodell aktualisiert werden. Hieraus lassen sich für die Kalibrierung während des Betriebs weitere Anforderungen ableiten.

Messung

- Die Referenzumgebung ist so zu gestalten, daß der Bewegungsraum des Roboters nicht wesentlich eingeschränkt wird.
- Zur Vermeidung von Meßfehlern ist eine temperaturunempfindliche Gestaltung der Referenzumgebung zu realisieren.
- Die Genauigkeit der eingesetzten Meßtechnik muß um den Faktor 5 bis 10 besser sein, als die vom Hersteller angegebene Wiederholgenauigkeit des Roboters.
- Das zum Einsatz kommende Meßsystem muß an der Roboterhand einfach adaptierbar sein sowie eine geringe Baugröße und Masse haben. Diesen Anforderungen kommt in Abhängigkeit der Nennlast des Roboters und zusätzlich an der Roboterhand angeflanschter Werkzeuge oder Greifer eine bedeutende Rolle zu.

- Die an der Roboterhand angebrachte Sensorik darf die Bewegungsfreiheit des Roboters nicht beeinträchtigen.
- Bei nicht ständig mitgeführter Sensorik ist auf eine hohe Reproduzierbarkeit der automatisierten Wechseleinrichtung (Schnittstelle Sensorik/Roboterhand) zu achten.

Kompensation

- Die Ermittlung des aktuellen thermisch bedingten Verformungszustandes hat automatisiert und gesteuert zu erfolgen.
Zur Minimierung der Nebenzeiten für den Kalibriervorgang während des Betriebs sind:
 - eine temperaturdriftabhängige Steuerung der Zeitintervalle zwischen zwei aufeinanderfolgenden Arbeits- und Kompensationszyklen zu implementieren,
 - eine Reduzierung der Anzahl an Kalibrierposes und eine geringe räumliche Ausdehnung der Referenzumgebung,
 - sowie geringe Meß-, Übertragungs- und Rechenzeiten zur Bestimmung der aktuellen thermischen Parameter zu gewährleisten.
- Damit die berechneten thermischen Parameter die im Dauerbetrieb relevanten Parameterwerte repräsentieren hat die Kalibrierung, insbesondere bei längeren Betriebspausen (Aussetzbetrieb), unmittelbar vor Beginn eines neuen Arbeitszyklusses von Neuem zu erfolgen.

5 Temperaturabhängiges Verformungsverhalten von Industrierobotern

Einführend werden in diesem Kapitel die theoretischen Grundlagen der Verformung von Körpern aufgrund von Wärmeausdehnung diskutiert. Dies dient zum besseren Verständnis der nachfolgend dargestellten Ergebnisse experimenteller Untersuchungen zum Verformungsverhalten an verschiedenen Strukturen von Industrierobotern.

Da die Strukturelemente eines Industrieroboters in einer kinematischen Kette angeordnet sind, überlagern sich die Verformungen der einzelnen Strukturelemente zu einer Gesamtverformung, die am TCP die resultierende Temperaturdrift bewirkt. Verformungen treten bei den überwiegend balkenförmigen Achsverbindungselementen und den Bewegungsachsen auf. Abhängig vom strukturellen Aufbau können durch die kinematische Kopplung der einzelnen Elemente die Verformungseffekte zum TCP hin zusätzlich verstärkt oder teilweise ausgeglichen werden.

5.1 Theoretische Grundlagen der thermischen Verformung

Eine grundlegende Eigenschaft von Materie ist die Veränderung des Volumens unter dem Einfluß von Temperaturänderungen. Ein fester Körper erfährt im allgemeinen mit steigender Temperatur eine Ausdehnung. Die thermischen Materialeigenschaften, die Geometrie und die herrschenden Wärmeübergangsbedingungen zum angrenzenden Umfeld bestimmen dabei das thermische Ausdehnungsverhalten des Körpers (GÖLDNER 1979, MAGNUS UND MÜLLER 1982, DOBRINSKI ET AL. 1984).

5.1.1 Thermische Längen- und Volumenausdehnung

Die **thermische Längenausdehnung** wird durch den materialspezifischen Längenausdehnungskoeffizienten α beschrieben. Ein fester balkenförmiger Körper mit der Ausgangslänge l_0 (Bezugstemperatur 20°C) erfährt bei einer Temperaturänderung von $\Delta\vartheta$ eine Längenänderung von Δl (Bild 5.1). In Abhängigkeit von der Art der Temperaturänderung und -verteilung entlang der

Balkenlängsachse läßt sich dieser Sachverhalt mit folgender allgemeingültigen Beziehung beschreiben:

$$\Delta l = \alpha \cdot \int_0^{l_0} \Delta \vartheta(x) dx \quad [5.1]$$

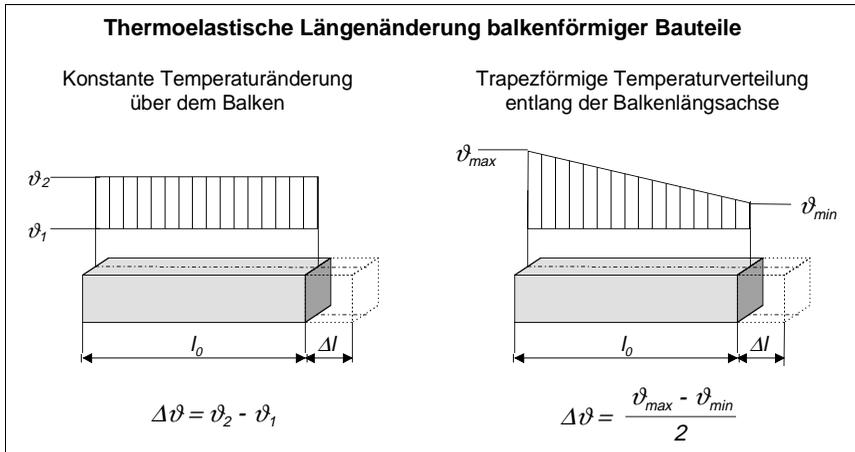


Bild 5.1: Thermisch bedingte Längenausdehnung von Körpern

Liegt eine einseitige Erwärmung vor stellt sich unter dem Einfluß von Wärmetransportmechanismen in der Regel keine konstante oder lineare Temperaturverteilung entlang der Balkenlängsachse ein. In diesem Fall kann die Längenausdehnung anhand einer mittleren Temperaturänderung $\Delta \vartheta_m$ näherungsweise berechnet werden. SCHÄFER (1994) weist nach, daß bei instationärem Betrieb (Erwärmung bzw. Abkühlung eines Balkens) die Stelle der mittleren Temperatur nicht konstant bleibt, sondern sich längs des Balkens verschiebt und somit nicht mit einer einzigen Temperaturmeßstelle bestimmt werden kann. Deshalb wird von SCHÄFER (1994) die Verwendung von mindestens drei Temperaturmeßstellen entlang des Balkens vorgeschlagen.

Handelt es sich nicht um einen langgestreckten, balkenförmigen Körper, sondern beispielsweise um eine Kugel oder einen gleichseitigen, prismatischen Körper aus Vollmaterial, so kann von einer gleichmäßigen **volumetrischen Ausdehnung** ausgegangen werden, sofern die Temperaturänderung sowie -verteilung über das Volumen des Körpers homogen ist.

Dieser Effekt kann beispielsweise bei Stirnradgetrieben einen entscheidenden

Einfluß auf das Zahnflankenspiel haben. Durch die Reibungsenergie beim Abwälzen der Zahnflanken zweier Zahnräder erfolgt während des Betriebs eine Erwärmung und daraus resultierend eine radiale Ausdehnung der Räder. Die Folge ist eine Veränderung der Eingriffsverhältnisse und damit eine Erhöhung der tangentialen Vorspannung der Räderpaarung. Dies hat einen signifikanten Einfluß auf das dynamische Verhalten des Getriebes (\Rightarrow Abschnitt 5.2.3).

5.1.2 Thermische Biegung

Neben der linearen thermischen Längenänderung kann in Folge einer räumlich ungleichmäßigen Temperaturverteilung auch eine **thermische Biegung** auftreten. Hauptsache hierfür sind Temperaturunterschiede quer zur Längsachse schlanker, balkenförmiger Bauteile (Bild 5.2). Gemäß der thermoelastischen Verformungsberechnung lassen sich thermische Biegungen analytisch berechnen. Basis für diese Berechnungen sind die Grundgleichungen der linearen Elastizitätstheorie.

SALJÉ (1967) entwickelte aus einfachen geometrischen Beziehungen eine Gleichung zur Berechnung der Durchbiegung eines einseitig eingespannten Balkens (Gleichung [5.2]). Unter der Annahme eines linear ansteigenden Temperaturverlaufs (ϑ_1 und ϑ_2) in Richtung der Balkenhöhe h ergibt sich die Biegung f eines Körpers nach folgender Gleichung:

$$[5.2] \quad f = \frac{\alpha \cdot (\vartheta_2 - \vartheta_1) \cdot l_0}{2 \cdot h} = \frac{\alpha \cdot \Delta\vartheta \cdot l_0}{2 \cdot h}$$

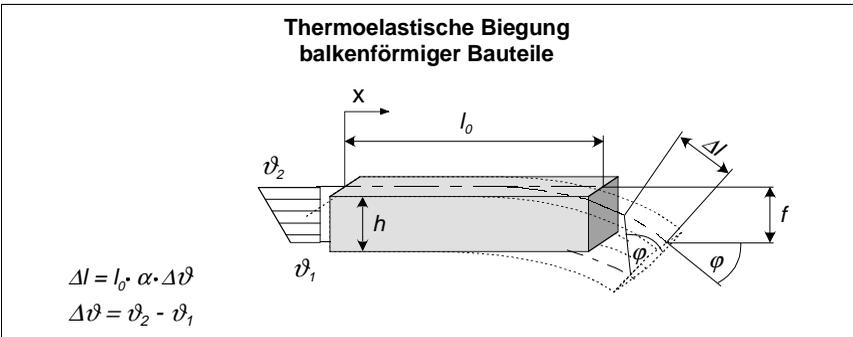


Bild 5.2: Thermisch bedingte Biegung von Körpern

In Abhängigkeit des vorliegenden Temperaturverlaufes und der Querschnittsform sowie der Materialbeschaffenheit des Balkens wurden darüberhinaus von BOLEY (1957), SCHUNK (1966) und FISCHER (1970) entsprechend komplexere Berechnungsmethoden entwickelt.

5.1.3 Beharrungstemperatur

Durch die Zufuhr von Wärmeenergie erhöht sich die Temperatur eines Körpers in Abhängigkeit der zeitlichen Dauer der Temperatureinwirkung. Charakteristisch für die sich dabei ausbildenden Temperaturfelder ist eine große Zeitkonstante T_i . Wird einem homogenen Körper Wärme zugeführt, so läßt sich die Aufwärmphase nach folgender Zeitfunktion beschreiben:

$$\Delta T = T_B \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{T_i}} \right) \quad [5.3]$$

Dabei erreicht der Körper theoretisch erst nach unendlich langer Zeit t die Beharrungstemperatur T_B (Bild 5.3).

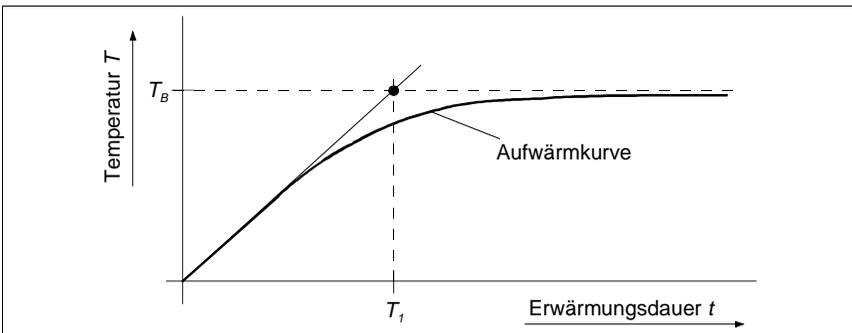


Bild 5.3: Aufwärmkurve eines Körpers in Abhängigkeit von der Erwärmungsdauer

Bei Maschinen und Industrierobotern hängt die Zeitdauer t der Strukturereärmung bis zum Erreichen der Beharrungstemperatur T_B hauptsächlich von der Masse sowie der Mantelfläche der Strukturelemente und der Wärmekapazität sowie insbesondere von der Betriebsart und deren Auswirkung auf die Intensität innerer Wärmequellen ab.

Bei komplexen Geometrien, wie denen einer Werkzeugmaschine oder eines Industrieroboters, lassen sich die Wärmeausdehnungen und die Erwärmungsfunktionen der einzelnen Strukturelemente selbst mit aufwendigen analytischen Berechnungen nicht exakt ermitteln. Zum Einsatz kommen hierfür deshalb in der Regel numerische Näherungsverfahren, wie die FE-Methode (WECK UND SCHÄFER 1992). Eine vorgelagerte und begleitende experimentelle Bestimmung des Verformungsverhaltens der Gesamtstruktur ist bei diesen Verfahren jedoch unerlässlich.

5.2 Ergebnisse experimenteller Untersuchungen an Industrierobotern

Die Temperaturdrift eines Industrieroboters läßt sich auf die temperaturabhängige Gesamtverformung der kinematischen Struktur und somit auf die Einzelverformung der Achsverbindungselemente und der Bewegungsachsen der kinematischen Kette zurückführen. Die Auswirkung der Einzelverformungen auf die Verlagerung am TCP wird dabei wesentlich vom mechanischen Aufbau bestimmt. Diese Zusammenhänge werden basierend auf experimentellen Ergebnissen in den nachfolgenden Abschnitten erläutert. Die Resultate dieser Untersuchungen bilden die Grundlage zur Entwicklung einer allgemeingültigen Vorgehensweise zur Bestimmung kompensationsrelevanter thermischer Parameter an kinematischen Ketten von Industrierobotern.

Untersucht wurden mehrere 6-Achsen Vertikalknickarmroboter mit unterschiedlichem kinematischem Aufbau (Bild 5.4):

Roboter-Typ I: Serielle Struktur mit symmetrischen Achsverbindungselementen,

Roboter-Typ II: Serielle Struktur mit asymmetrischen Achsverbindungselementen und

Roboter-Typ III: Mischform; serielle, symmetrische Struktur mit ebenem Koppelgetriebe zum Antrieb der dritten Hauptachse.

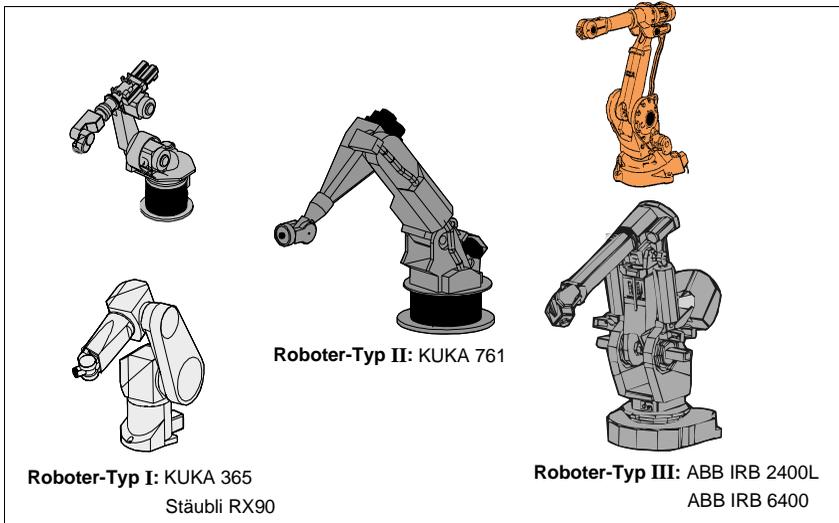


Bild 5.4: Untersuchte Robotertypen

5.2.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Vorrichtung zur Verformungsmessung an Achsverbindungselementen

Zur Bestimmung der Verformungen von Achsverbindungselementen wurde eine portable Anordnung mit zwei 3D-Meßköpfen verwendet. Die Meßköpfe sind aus jeweils sechs berührenden Längenmeßtastern aufgebaut, deren Tasterspitzen drei zueinander orthogonale Ebenen aufspannen (LOMBARD UND PERROT 1983). Die Verbindungsgeraden der paarweise angeordneten Längenmeßtaster bilden dabei ein kartesisches Koordinatensystem. Mit dieser Meßanordnung kann eine Genauigkeit von ca. 0,01 mm, für die Orientierungsmessung eine Genauigkeit von ca. 0,003° erreicht werden.

Zur Verformungsmessung werden zwei würfelförmige Prüfkörper an der Roboterstruktur, jeweils am Anfang und am Ende des Achsverbindungselements (nahe der Bewegungsachsen) befestigt. Zur Meßwerterfassung werden die Prüfkörper in die Meßköpfe eingefahren. Die Meßköpfe werden hierbei auf Stativen im Arbeitsraum positioniert (Bild 5.5).

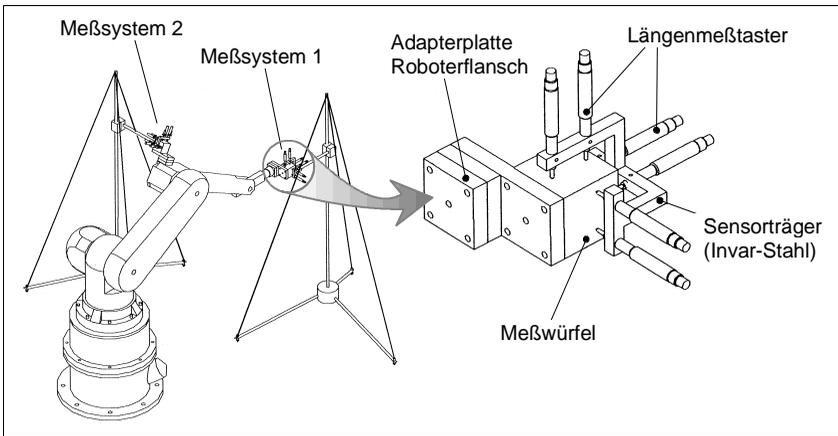


Bild 5.5: Vorrichtung zur Verformungsmessung (nach RICHTER 1997)

Aus der Differenz der gemessenen räumlichen Verschiebung und Verdrehung der Meßwürfel kann die Verformung des betrachteten Achsverbindungselements berechnet werden. Die gesamte Vorrichtung ist aus Invar-Stahl (Ni36) gefertigt, so daß selbst bei größeren Umgebungstemperaturänderungen aus der thermisch bedingten Verformung des Meßaufbaus keine nennenswerten Meßfehler resultieren.

Vorrichtung zur Verformungsmessung an Bewegungsachsen

Zur Ermittlung des temperaturabhängigen Positionierverhaltens der Bewegungsachsen wurde ein Lasertracking-System eingesetzt (LEICA 1997). Dieses optische Meßsystem hat eine sehr hohe Genauigkeit (0,05 bis 0,1 mm) bei einer Reichweite von mehreren Metern und ermöglicht somit bei großen Verfahrenen einzelner Bewegungsachsen eine hohe Meßgenauigkeit. Durch dieses Meßsystem ist eine vollautomatische Zielverfolgung und eine kontinuierliche sowie diskontinuierliche, dreidimensionale Positionsbestimmung eines Körpers möglich.

Zur Erfassung der Positioniergenauigkeit der Bewegungsachsen wurde jeweils am Ende eines Achsverbindungselements eine optische Zielmarke adaptiert (Bild 5.6). Beim Durchfahren des Stellbereiches einer Bewegungsachse beschreibt somit die Zielmarke eine kreisförmige Bahn mit der Länge r des Achsverbindungselements als Radius.

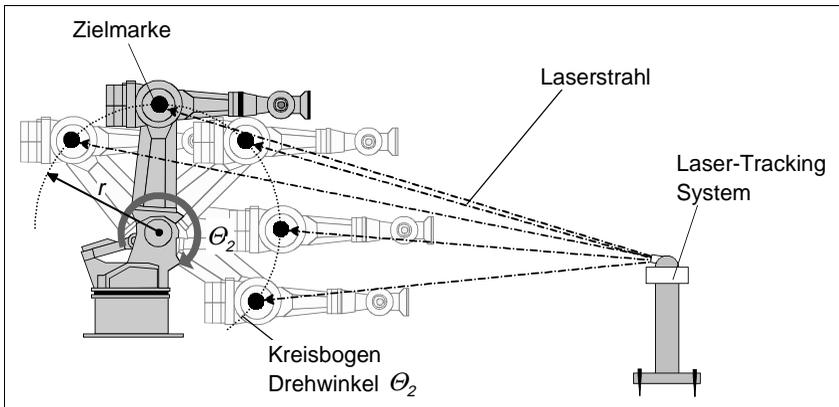


Bild 5.6: Meßvorrichtung zur Bestimmung der temperaturabhängigen Positioniergenauigkeit von Bewegungsachsen

Jede so gemessene Position auf diesem Kreisbogen kann zur Auswertung hinsichtlich des Positionierverhaltens der jeweiligen Achse herangezogen werden.

Temperaturmessung

Um parallel zur Verformungsmessung die sich über den Achsverbindungselementen bzw. an den Bewegungsachsen ausbildenden Temperaturfelder zu erfassen und die Hauptwärmequellen, wie beispielsweise Getriebe, Lagerstellen und Motore, zu lokalisieren wurden Thermoelemente aus Kupfer-Konstantan eingesetzt. Diese wurden auf das jeweilige Strukturelement aufgeklebt. Die Temperaturmessung ermöglicht es qualitative und quantitative Aussagen über die Korrelation zwischen Temperaturänderung und Verformung der Strukturelemente zu treffen. Während der Versuchsdurchführung wurde ferner die Umgebungstemperatur $T_{\text{umg.}}$ aufgenommen, wodurch ein etwaiger Einfluß externer Wärmequellen auf das Verformungsverhalten analysiert werden konnte.

Versuchsdurchführung

Um unabhängig von anwendungsspezifischen Anforderungen, Vergleiche zwischen den untersuchten Industrierobotern ziehen zu können, wurden belastungsspezifische Versuche durchgeführt. Hierbei wurden die variierten Parameter normiert. Beispielsweise jede Achse um bestimmte Winkel gedreht oder festgelegte Bahngeschwindigkeiten und -beschleunigungen eingestellt.

Die einzelnen Versuche waren in zwei Abschnitten von jeweils zehn Stunden Dauer gegliedert, die Meßdatenerfassung erfolgte in Zeitabständen von jeweils 10 min:

Belastungsphase: Dauerbetrieb des Roboters bis zum Erreichen des Beharrungszustands.

Abkühlphase: Stillstand des Roboters zum Wiedererreichen der Umgebungstemperatur.

5.2.2 Verformungen an Achsverbindungselementen

Untersuchungen an verschiedenen Typen von 6-Achsen Industrierobotern (vgl. Bild 5.4) haben gezeigt, daß bei konstanter Umgebungstemperatur $T_{\text{umg.}}$ die Art der Verformungen an Achsverbindungselementen in erster Linie von deren geometrischen Form und der Anordnung innere Wärmequellen abhängig sind. Die nachfolgend dargestellten Meßdiagramme geben einen Überblick über die ermittelten Verformungseffekte.

Symmetrische Achsverbindungselemente

1. Homogene Temperaturverteilung über dem Querschnitt

Bei symmetrisch und überwiegend homogen aufgebauten Achsverbindungselementen erfolgt, sofern keine wesentlichen Temperaturunterschiede quer zur Längsachse des Elements bestehen, hauptsächlich nur eine Längenänderung des Bauteils.

Bild 5.7 zeigt diesen Sachverhalt am Beispiel eines Robotersockels (Typ III) bei nahezu konstanter Umgebungstemperatur von $T_{\text{umg.}} = 22^\circ\text{C}$. Durch die symmetrische Anordnung der Antriebe der ersten, zweiten und dritten Bewegungsachse erfolgt eine nahezu gleichmäßige Erwärmung und Abkühlung während der Betriebsphasen sowohl über dem Bauteilquerschnitt als auch in Längsrichtung. In Folge dieser homogenen Temperaturverteilung und -änderung resultiert eine Längenänderung des Sockels in z-Richtung von bis zu 0,18 mm. Die Verformungen quer zur Längsachse (x, y) sind hingegen vernachlässigbar klein.

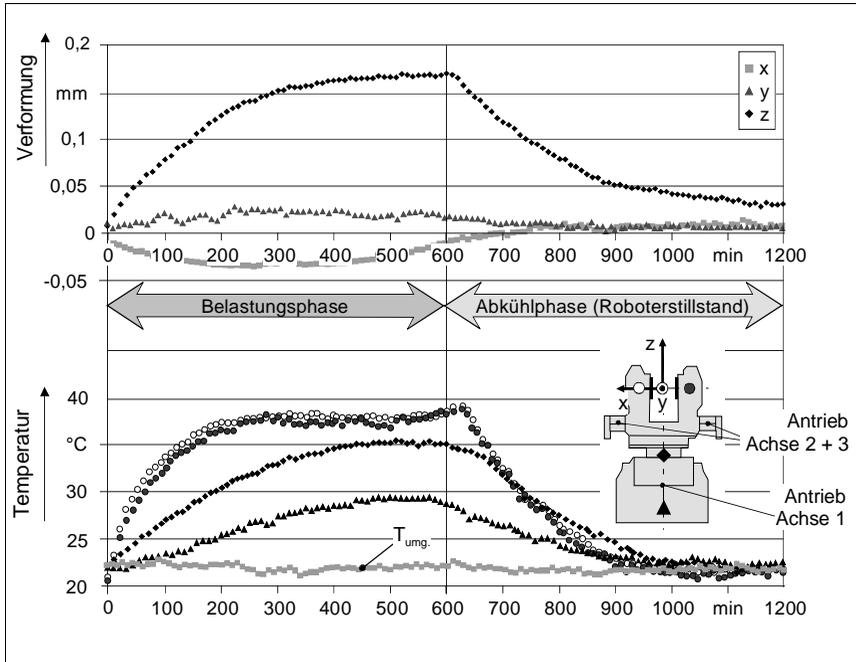


Bild 5.7: Einachsige Verformung eines Robotersockels (Typ III)

Ein weiteres Beispiel für eine temperaturabhängige lineare Verformung in Richtung der Längsachse sind die in Bild 5.8 dargestellten Ergebnisse an einem Roboterarm (Typ I). Der Antrieb für die dritte Hauptachse ist hierbei im Gehäuse des Achsverbindungselements untergebracht. Durch diese Anordnung von Motor und Getriebe entsteht eine trapezartige Temperaturverteilung entlang der Längsachse. Über dem Querschnitt ist die Temperaturverteilung nahezu konstant. In Folge dessen ergab sich eine lineare Hauptverformung mit einem Maximum von $x = 0,39$ mm in Bauteillängsrichtung.

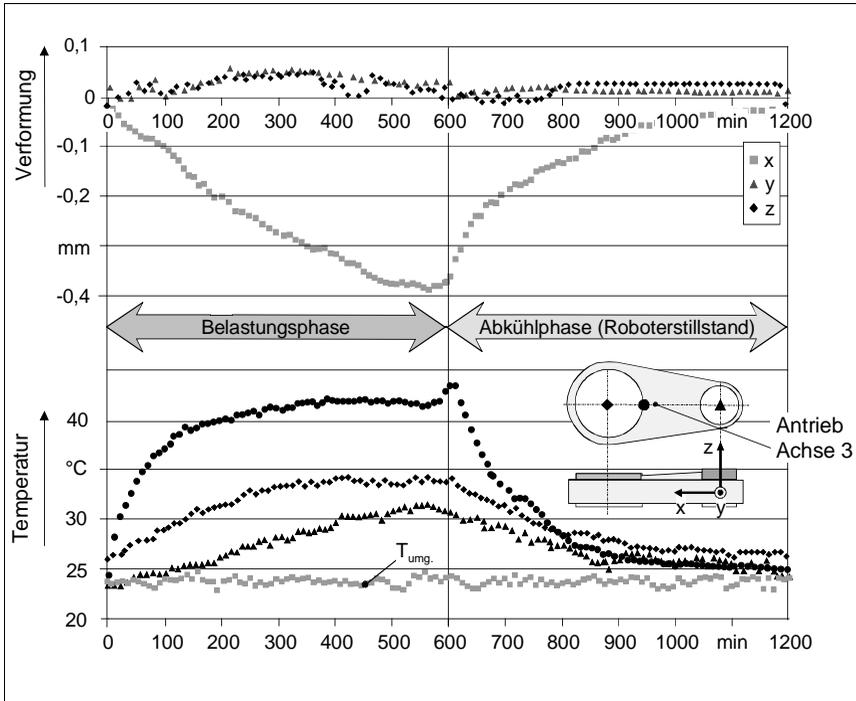


Bild 5.8: Längenänderung eines symmetrischen Roboterarms (Typ I)

2. Inhomogene Temperaturverteilung über dem Querschnitt

Im Gegensatz zu den in den Bildern 5.7 und 5.8 veranschaulichten Verformungseffekten treten in der Praxis jedoch häufig auch mehrdimensionale, thermische Verformungen an Achsverbindungselementen auf. Hervorgerufen werden diese durch einseitig in die Strukturelemente eingeleitete Wärmeenergie. Selbst bei symmetrischen Konstruktionen kann dies zu einer erheblichen Durchbiegung eines Strukturelements führen. Bild 5.9 zeigt die temperaturabhängige Biegung eines Roboterunterarms (Typ II) in y-Richtung, quer zur Längsachse. In den Versuchen wurde festgestellt, daß durch die Lagerreibung und die Verlustleistung des Antriebs der dritten Hauptachse der Unterarm auf der Innenseite im Bereich der Verbindungsstelle am Drehgelenk zum Oberarm sehr stark erwärmt wird. Durch die Wärmeübertragung in die angrenzenden Bereiche tritt eine Biegung quer zur Längsachse des Unterarms auf. Der Temperaturgradient im Bereich des Drehgelenks der dritten Hauptachse betrug

cirka 15 K über dem Querschnitt. Die daraus resultierende maximale Biegung wurde zu 0,18 mm in y-Richtung und cirka 0,3 mm in z-Richtung bestimmt.

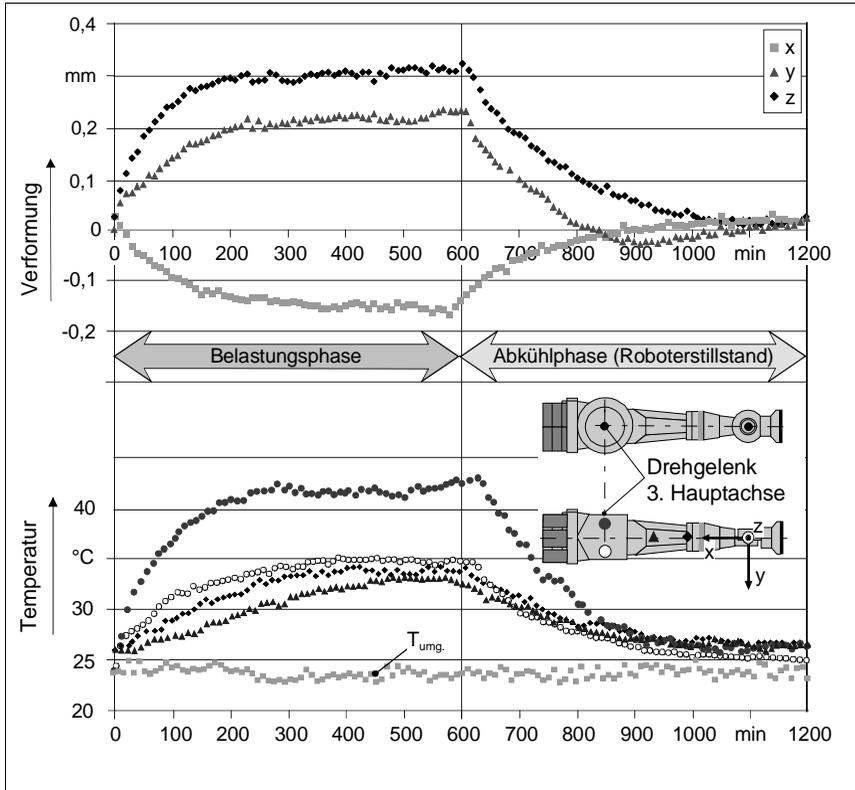


Bild 5.9: Biegung eines symmetrischen Roboterunterarms bei inhomogener Temperaturverteilung quer zur Längsachse (Typ II)

Asymmetrische Achsverbindungselemente

Asymmetrisch gestaltete Achsverbindungselemente sind u.a. aufgrund von fertigungstechnischen Gegebenheiten bezüglich der Materialverteilung im Querschnitt sehr inhomogen aufgebaut. Dies führt zu unterschiedlichen axialen Flächenmomenten entlang der Längsachse. Bei einer Erwärmung treten daher stark ungleichmäßige Spannungen im Bauteilinnern auf, die in direktem Zusammenhang mit dem wirksamen thermischen Biegemoment und mit der daraus resultierenden Auslenkung des Bauteils stehen.

Die Untersuchungsergebnisse in Bild 5.10 machen deutlich, daß schon bei geringen Temperaturänderung eine starke thermische Biegung bei asymmetrischen Achsverbindungs-elementen (Typ II) auftreten kann.

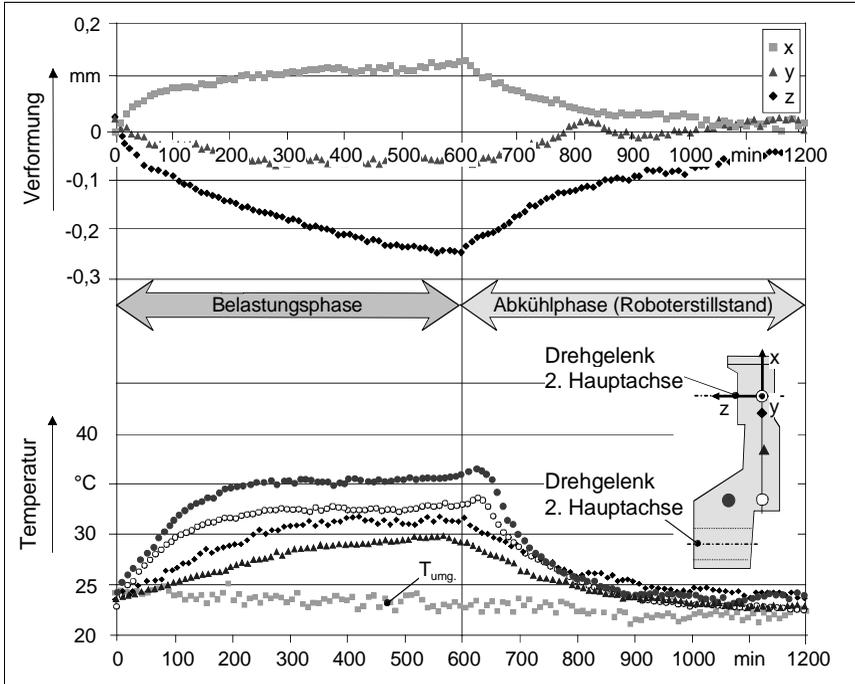


Bild 5.10: Biegung eines asymmetrischen Roboteroberarms (Typ II)

Die Verformungsmessung an dem dargestellten Achsverbindungs-element ergab eine maximale Biegung um die y-Achse, gekennzeichnet durch die Verformungswerte in x-Richtung von circa 0,2 mm und in z-Richtung von 0,6 mm, bei einer maximalen Temperaturänderung im Bauteil von $\Delta T = 10$ K.

5.2.3 Verformungen an Bewegungsachsen

Die Bewegungsachsen bei 6-Achsen Industrierobotern sind entweder direkt oder indirekt angetriebene Drehgelenke. Die Antriebe bestehen aus Motor, Getriebe und Meßsystem. Die Antriebe sind entweder in den Achselementen

integriert oder an diesen angeflanscht. In beiden Fällen sind sie die signifikanten inneren Wärmequellen und tragen maßgeblich zur thermisch bedingten Verformung der Achsverbindungselemente bei. Nicht zuletzt unterliegen aber auch die Komponenten der Bewegungsachsen, beispielsweise Getriebegehäuse, An- und Abtriebswellen, Zahnräder sowie Lager, im Betrieb einer erheblichen thermischen Verformung. Da die Bewegungsachsen die kinematische Verbindung zwischen aufeinanderfolgenden Achsverbindungselementen darstellen, wirken sich deren Deformationen direkt auf die Lage und Orientierung der Achsverbindungselemente aus.

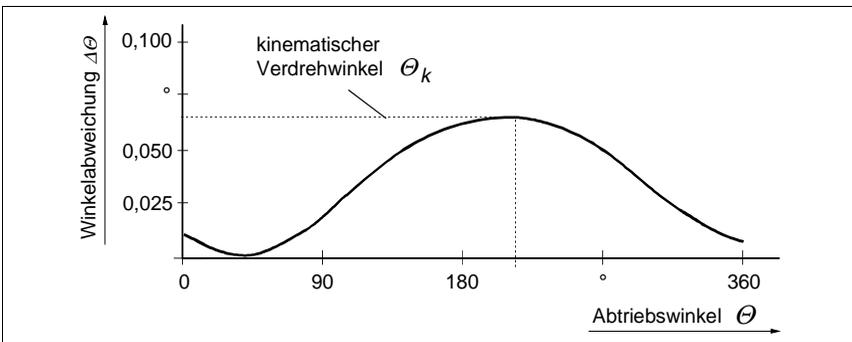


Bild 5.11: Übersetzungsschwankungen an Getrieben
(nach GERSTMANN (1991))

Aufgrund der komplexen Wirkzusammenhänge sind bis heute keine Temperatur-Winkeländerungsmodelle bei Drehgelenken bekannt. GERSTMANN (1991) untersuchte im Rahmen seiner Arbeit eingehend die statische und dynamische Genauigkeit unterschiedlicher Getriebebauformen, die derzeit bei Robotern zum Einsatz kommen. Er stellte aufgrund der Art seiner Versuchsdurchführung keine thermischen Einflüsse fest. Die Genauigkeit der Winkelpositionen eines Getriebes wird durch die Winkelabweichungen vom Sollwert bestimmt und ist somit eine Funktion des kinematischen Verdrehwinkels, der unter Vernachlässigung zufälliger Reibungseinflüsse im wesentlichen systematisch bedingt ist.

Getriebe weisen, den Analysen von GERSTMANN (1991) zu Folge, in der Regel einen sinusförmigen Verlauf der Winkelabweichung $\Delta\theta$, über der Winkelposition θ , auf, die von ihm als Übersetzungsschwankungen bezeichnet wird (Bild 5.11).

Untersuchungen an einem Vertikalknickarmroboter (Typ II) ergaben eine temperaturabhängige Winkeländerung der Bewegungsachsen. Bild 5.12 zeigt beispielhaft die Korrelation zwischen der mittleren Temperaturänderung im Handgelenk und der Winkeländerung der fünften Bewegungsachse (zweite Nebenachse). Die Versuche erfolgten, wie bei den Verformungsmessungen der Achsverbindungselemente, unter konstanter Umgebungstemperatur. Zur Erwärmung des Kegelradgetriebes der fünften Achse wurde ein standardisiertes Belastungsprogramm abgefahren. Hierbei wurde die fünfte Achse über mehrere Stunden über den gesamten Stellbereich hin und her bewegt. Die Winkeländerung $\Delta\theta_5$ wurde jeweils in der Nulllagenstellung ($\theta_5 = 0^\circ$) gemessen.

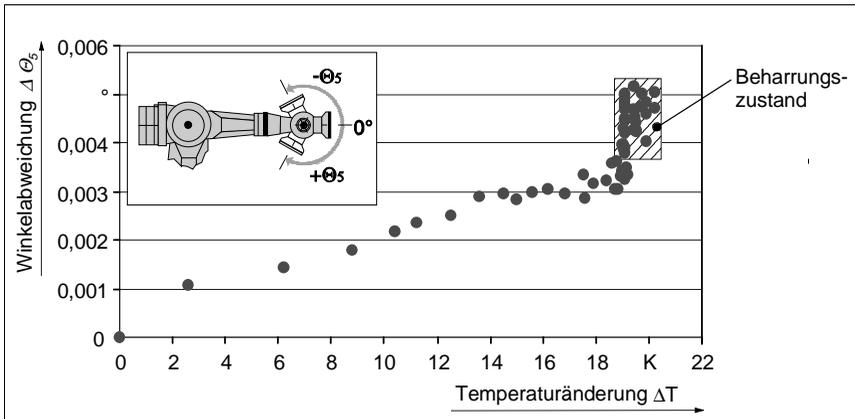


Bild 5.12: Thermisch bedingte Winkeländerung an einer Handachse

Die im Bild gekennzeichnete Häufung (schraffierte Fläche) der Meßpunkte verdeutlicht, daß unter den Versuchsbedingungen nach einer Temperaturänderung von ca. 20 K der Beharrungszustand erreicht wurde, die absolute Temperatur der Roboterhand war hierbei ca. 46°C. Die Winkelabweichung betrug in diesem Zustand im Mittel 0,0045°.

Auffallend ist, daß der Gradient der Winkeländerung zu Beginn der Erwärmung sehr hoch ist und mit zunehmender Erwärmung abnimmt, d.h. daß unmittelbar nach der Betriebsaufnahme (kalter Roboter) die durch die Winkeländerung in Getrieben verursachte Poseabweichung am TCP, im Verhältnis zu den Verformungen der Achsverbindungselemente, am größten ist. Dieser Ef-

fekt konnte in weiterführenden Untersuchungen an verschiedenen Bewegungsachsen bestätigt werden.

Die thermisch bedingten Winkeländerungen an Bewegungsachsen sind für unterschiedliche Winkelstellungen der Drehachse nicht konstant. Versuche an mehreren Bewegungsachsen verdeutlichten, daß in Abhängigkeit der jeweils gewählten Achsstellung und der aktuellen Erwärmung des Antriebs sehr unterschiedliche Winkeländerungen auftreten können.

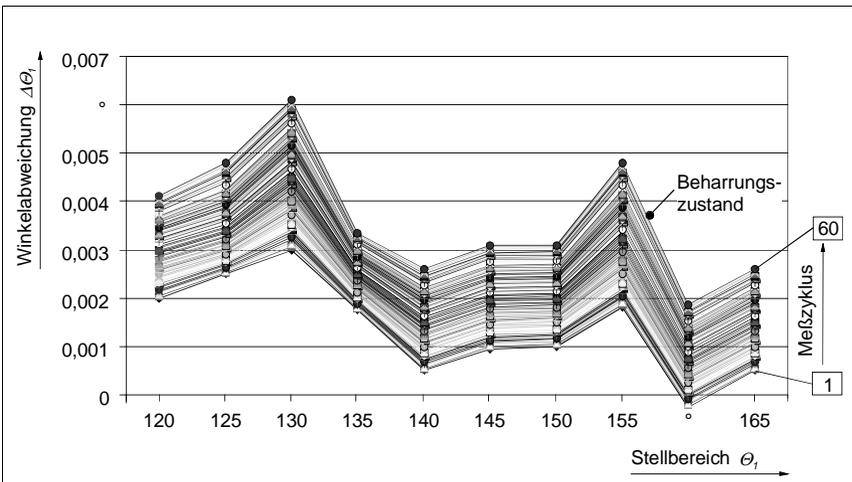


Bild 5.13: Temperaturabhängige Winkeländerung an der ersten Hauptachse eines Industrieroboters

In Bild 5.13 ist beispielhaft die temperaturabhängige Winkeländerung an der ersten Hauptachse eines Vertikalknickarmroboters dargestellt. Untersucht wurde der Stellbereich der Bewegungsachse zwischen $+120^\circ$ und $+165^\circ$, unterteilt in fünf Grad Schritte. Aufgetragen ist die Winkeländerung $\Delta\theta$, über dem Stellwinkel θ , bezüglich der Meßzyklen während der Aufwärmphase bis zum Beharrungszustand. Hierzu wurde im Anschluß an ein jeweils zehninütiges Belastungsprogramm die Winkelabweichungen in den zehn Posen auf einem Kreisbogen um die vertikale Drehachse der ersten Hauptachse gemessen.

Die Untersuchungsergebnisse zeigen, daß die achsstellungsabhängige Winkeländerung zwischen zwei aufeinanderfolgenden Meßzyklen nahezu linear ansteigt und daher mit zunehmender Erwärmung des Antriebs eine größere

Winkeländerung in jeder Achsstellung auftritt. Über den gesamten Erwärmungsvorgang (vom kalten bis zum erwärmten Zustand) ist eine „wellenförmige“ Winkeländerung über dem Stellbereich zu verzeichnen. Dies deckt sich mit den von GERSTMANN (1991) analysierten, sinusförmigen Übersetzungsschwankungen bei stationärer Getriebetemperatur.

Weiterführende Versuche zeigten, daß sich die thermisch bedingte Winkeländerungen an Bewegungsachsen jedoch nicht grundsätzlich mit einer Sinusfunktion annähern lassen, deren Abstand zur Abszisse sich mit der Temperatur verändert. Das Winkeländerungsverhalten läßt sich in diesen Fällen jedoch beispielsweise über eine Fourierreihenentwicklung näherungsweise beschreiben.

5.2.4 Überlagerung von Einzelverformungen

Überlagerungseffekte an seriellen Strukturen

1. Bauformabhängige Überlagerung der Einzelverformungen von Achsverbindungselementen

Bei rein seriellen Strukturen von 6-Achsen Vertikalknickarmrobotern werden heute von den Herstellern drei unterschiedliche konstruktive Bauformen mit symmetrisch oder asymmetrisch gelagerter zweiter und dritter Hauptachse bzw. der daran befestigten Achsverbindungselemente angewandt (Bild 5.14):

Bauform 1: Symmetrische Lagerung des Ober- und Unterarms,

Bauform 2: Asymmetrische Lagerung des Ober- und Unterarms
(Roboter-Typ I),

Bauform 3: Symmetrische Lagerung des Oberarms,
asymmetrische Lagerung des Unterarms (Roboter-Typ II).

In direktem Zusammenhang mit diesen Bauformen steht die konstruktive Gestalt der Achsverbindungselemente und damit auch die Auswirkung innerer und äußerer Wärmequellen auf die Verformungscharakteristik der Gesamtstruktur. Die Antriebe für die Hauptachsen befinden sich bei diesen drei Bauformen direkt an den Drehachsen oder in deren unmittelbaren Nähe. Für die nachfolgende Betrachtung wird für die drei Bauformen die Annahme getroffen, daß im Gestell (Robotersockel) eine homogene Temperaturverteilung und somit eine rein lineare Verformung vorliegt. Das hat zur Folge, daß sich die Lage der zweiten Hauptachse bezüglich des Sockels lediglich translatorisch verlagert.

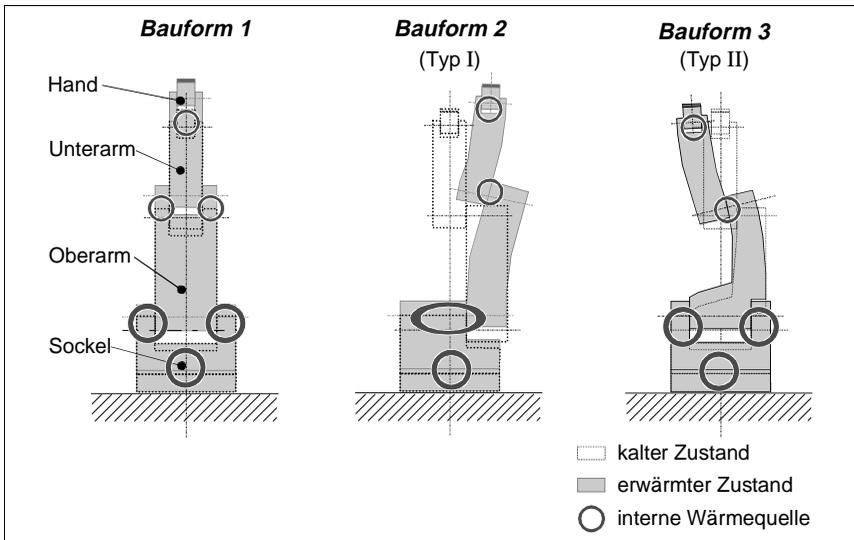


Bild 5.14: Thermisch bedingte Verformungen bei symmetrischer und asymmetrischer Kinematikstruktur

Bei der **Bauform 1** sind Ober- und Unterarm in der Regel symmetrisch aufgebaut (gabelförmige Lagerstellen). Somit ist bei homogener Temperaturverteilung über dem Querschnitt die Hauptverformungsrichtung längs der Achsverbindungselemente maßgebend, d.h. der Ober- und Unterarm unterliegt einer Längendehnung. Bei einer inhomogenen Temperaturverteilung in den Lagerstellen, z.B. durch einseitig angeordnete Antriebe, kann es jedoch auch zu thermischer Biegung und dadurch zu einer Schiefstellung der Gelenkachsen kommen. Dieser Effekt ist aber im Vergleich zur Längendehnung meistens wesentlich geringer und daher bei Konstruktionen der **Bauform 1** in der Regel vernachlässigbar klein.

Bei der **Bauform 2** (Roboter-Typ I) sind sowohl der Oberarm als auch der Unterarm an der zweiten und dritten Hauptachse jeweils nur einseitig gelagert. Konstruktiv sind beide Strukturelemente in der Regel weitgehend symmetrisch aufgebaut. Da bei dieser Bauform die Antriebe meist in den Armelementen integriert sind, unterliegen die Drehgelenke sowie die Armelemente selbst einer stark ungleichmäßigen, internen Erwärmung im Betrieb. Die dadurch hervorgerufene inhomogene Temperaturverteilung über den Bauteilquerschnitten führt zu einer wesentlichen thermischen Biegung des Ober- und Unterarms.

Bei der **Bauform 3** (Roboter-Typ II) ist lediglich die zweite Hauptachse als Gabellagerung ausgeführt. Damit sich die Drehachsen der ersten Hauptachse und der letzten Nebenachse in jeder beliebigen Achsstellung schneiden, ist das Achsverbindungselement zwischen erster und zweiter Achse asymmetrisch konstruiert. Damit unterliegt dieses Achsverbindungselement (Oberarm), selbst bei geringfügig inhomogener Temperaturverteilung über dem Querschnitt, einer thermischen Biegung. Dies hat zur Folge, daß die Drehachse der dritten Hauptachse nicht nur translatorisch verschoben wird, sondern eine Schiefstellung erfährt. Aufgrund der einseitigen Lagerung des Unterarms und dem asymmetrisch angeflanschten Antrieb, erfolgt eine inhomogene Temperaturverteilung am Drehgelenk der dritten Hauptachse, sowohl im Ober-, als auch im Unterarm. Dies verursacht eine zusätzliche thermische Biegung der beiden Achsverbindungselemente.

2. Überlagerung der Einzelverformungen von Achsverbindungselementen und Bewegungsachsen

Das temperaturabhängige Positionierverhalten eines Industrieroboters wird nicht nur durch die Überlagerung der Einzelverformungen der Achsverbindungselemente beeinflusst, sondern zusätzlich, wie in *Abschnitt 5.2.3* erläutert, in erheblichem Maße durch die temperaturabhängige Winkeländerung der Bewegungsachsen bestimmt. Aufgrund der großen wirksamen Länge der Achsverbindungselemente führen schon sehr kleine Winkeländerungen in den Bewegungsachsen zu bedeutenden Verlagerungen am TCP.

Deutlich wird dieser Sachverhalt bei genauerer Betrachtung des in Bild 5.15 dargestellten Verlaufs der Gesamtabweichung eines Vertikalknickarmroboters (Roboter-Typ II). Das Diagramm zeigt die translatorische Temperaturdrift des TCP bei waagerechter Stellung des Unterarms und vertikaler Stellung des Oberarms. Die TCP-Verlagerungen in x- und y-Richtung weisen das aus der Literatur bekannte Aufwärm- und Abkühlverhalten bei thermischer Belastung auf (vgl. auch Bild 5.3). Bei der Verlagerung in z-Richtung treten hingegen zu Beginn der Aufwärm- und Abkühlphase Unstetigkeiten auf, die durch einen sprunghaften Anstieg bzw. Abfall der Verlagerungskurve innerhalb von 10 Minuten gekennzeichnet sind. Diese erhöhten Verformungs-Gradienten (ca. 0,02 mm/min) sind auf die signifikante Winkeländerung an den Bewegungsachsen zu Beginn einer Erwärmung oder Abkühlung der Antriebskomponenten zurückzuführen.

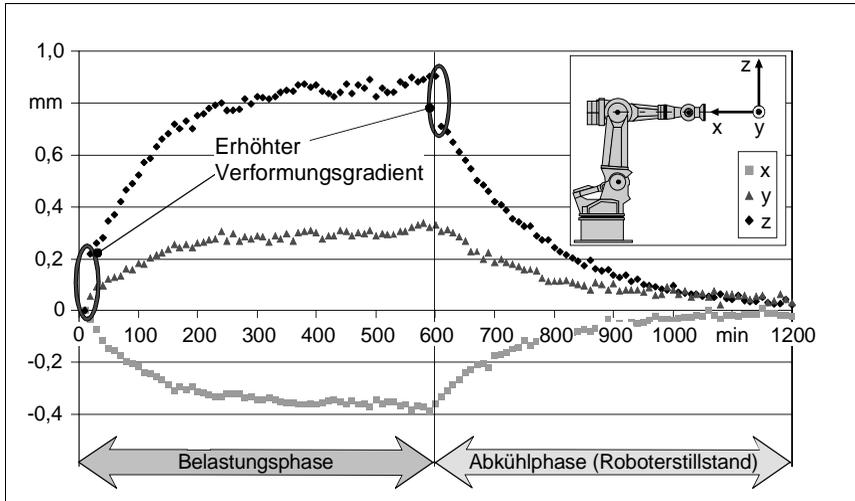


Bild 5.15: Überlagerung von Einzelverformungen von Achsverbindungsselementen und Bewegungsachsen (Typ II)

Die in Abschnitt 5.2.3, Bild 5.12 gezeigte Winkeländerung an der fünften Achse wird mit der Winkeländerung an der dritten Bewegungsachse überlagert. Die sich in Summe ergebende thermisch bedingte Winkeländerung von ca. $0,007^\circ$ bewirkt aufgrund einer Gesamtlänge des Unterarms und der Roboterhand von 1600 mm die in vertikaler Richtung gemessene Anfangsverlagerung von über 0,2 mm.

Überlagerungseffekte an Mischstrukturen (serielle Struktur mit Koppelgetriebe)

1. Temperaturabhängige Verformungen von Koppelgetrieben

Der konstruktive Aufbau von Vertikalknickarmrobotern mit geschlossener Teil-kette (Typ III), beispielsweise Koppelgetrieben mit vier Drehgelenken zum Antrieb der dritten Hauptachse, ist entsprechend der rein seriellen Kinematikstrukturen der Bauform 1 fast immer symmetrisch. Die Antriebe für die zweite und dritte Hauptachse sind bei diesen Konstruktionen beide am Robotersockel angebracht. Dies hat mit fortschreitender Betriebszeit (im Dauerbetrieb) eine erhöhte, im wesentlichen jedoch symmetrische Erwärmung im Bereich des Drehgelenks der zweiten Achse zur Folge. Dem gegenüber steht

eine geringere Wärmeentwicklung, lediglich durch Lagerreibung, am Drehgelenk der dritten Hauptachse.

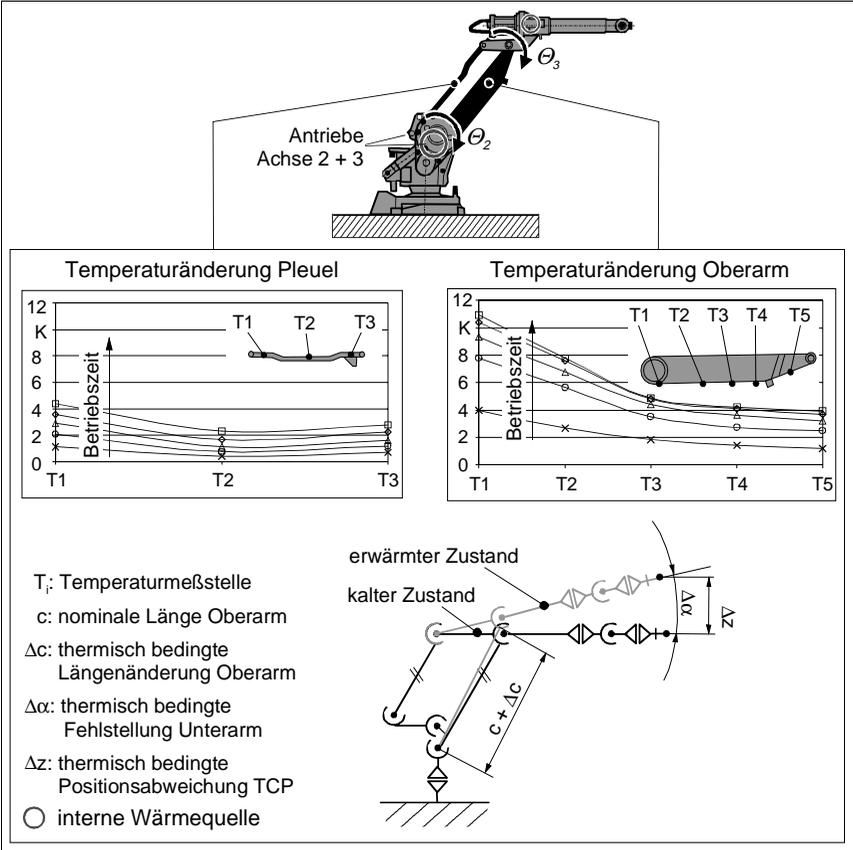


Bild 5.16: Temperaturänderungen im Koppelgetriebe und daraus resultierende Verformungen (Typ III)

Temperaturmessungen ergaben, daß aufgrund unterschiedlicher Wärmeübergangsbedingungen im Koppelgetriebe eine wesentlich stärkere Erwärmung des Oberarms (Bild 5.16, rechts) erfolgt, bei einer geringen Erwärmung der restlichen Koppelglieder, insbesondere dem Pleuel (Bild 5.16, links). Dies führt zu einer ungleichmäßigen Verformung der geschlossenen Teilkette und somit

zu einer Veränderung des Übersetzungsverhältnisses des Koppelgetriebes (REINHART UND GRÄSER 1998).

Bei einer Verformungsmessung der einzelnen Glieder des Koppelgetriebes konnte im Beharrungszustand lediglich eine Längenänderung des Oberarms um $\Delta c = 0,06 \text{ mm}$ festgestellt werden. Bei allen anderen Gliedern war eine Verformung meßtechnisch nicht erfaßbar.

Resultat dieser ungleichmäßigen Verformung ist, aufgrund der Kopplung der einzelnen Glieder, eine Fehlstellung $\Delta\alpha$ des Unterarms im erwärmten Zustand. Diese Fehlstellung kann vom Winkelmeßsystem der dritten Hauptachse nicht erfaßt werden. Bauartbedingt ist das Winkelmeßsystem im Antrieb der dritten Achse und somit am Drehgelenk der zweiten Achse integriert. Die Fehlstellung $\Delta\alpha$ könnte während des Betriebs nur dann bestimmt werden, wenn ein zusätzliches Winkelmeßsystem am Drehgelenk der dritten Achse angebracht würde. Messungen mit einer Präzisionswasserwaage bei horizontaler Ausrichtung des Unterarms $\theta_3 = 0^\circ$ und einer 45° -Stellung des Oberarms ($\theta_2 = 45^\circ$) ergaben eine Fehlstellung des Unterarms von $\Delta\alpha = 0,015^\circ$ und eine daraus resultierende Abweichung des TCP um $\Delta z = 0,43 \text{ mm}$ (Bild 5.17).

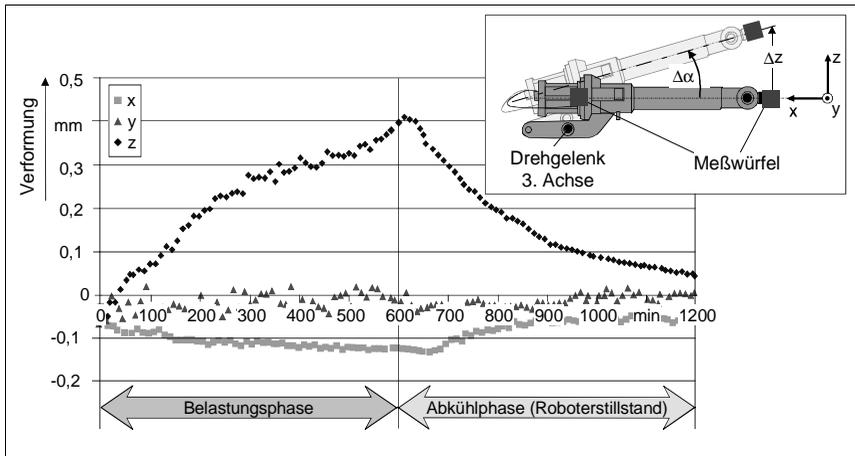


Bild 5.17: Temperaturabhängige Verkippung des Unterarms (Typ III)

2. Überlagerung der Verformungen im Koppelgetriebe und von Bewegungsachsen

Der aktuelle Wert der Fehlstellung des Unterarms ist jedoch nicht nur von den tatsächlichen Abmessungen der einzelnen Glieder der geschlossenen Teilkette abhängig, sondern aufgrund der kinematischen Kopplung auch von den tatsächlichen Winkelwerten der zweiten und dritten Hauptachse (θ_2, θ_3).

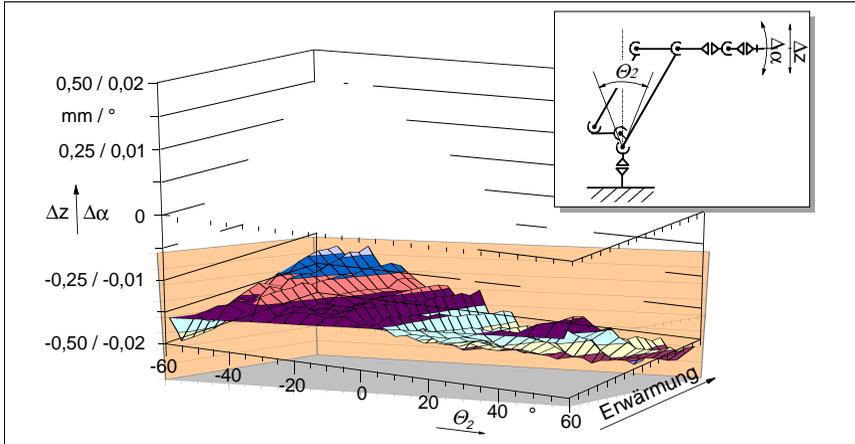


Bild 5.18: Auswirkungen thermisch bedingte Verformungen an einer Parallelogrammkinematik

Messungen zum thermisch bedingten Positionierverhalten an dem in Bild 5.16 abgebildeten Vertikalknickarmroboter, wurden in Abhängigkeit der Achsstellung θ_2 sehr unterschiedliche Abweichungen des TCP gemessen. In Bild 5.18 sind die empirisch ermittelten Abweichungen des TCP über dem Verfahrbereich der zweiten Hauptachse ($\theta_2: \pm 60^\circ$) und horizontal ausgerichtetem Unterarm ($\theta_3 = 0^\circ$), vom kalten Zustand des Roboters bis hin zum Beharrungszustand, dargestellt.

Wird zudem noch die dritte Achse bewegt ($\theta_3 \neq 0^\circ$), überlagert sich dem dargestellten Positionierverhalten noch die thermisch bedingte Winkeländerung der dritten Hauptachse.

6 Entwicklung des Kalibrierverfahrens

Basierend auf der in Kapitel 4 konzipierten Strategie erfolgt in den nachfolgenden Abschnitten die Entwicklung des Kalibrierverfahrens. Auf Basis der zuvor dargestellten, experimentellen Untersuchungsergebnisse wird eine Methode zur Bestimmung thermischer Parameter an unterschiedlichen 6-achsigen Roboterstrukturen erstellt und die Möglichkeiten zur Integration der relevanten Parameter in ein thermisches Fehlermodell vorgestellt. Dieses thermische Fehlermodell dient zur steuerungstechnischen Kompensation der wirksamen Temperaturdrift. Zur Quantifizierung der aktuellen thermischen Parameter im Betrieb werden entsprechend des jeweils vorliegenden thermischen Fehlermodells verschiedene numerische Optimierungsverfahren vorgestellt. Ferner wird die Generierung der zur Kalibrierung während des Betriebs benötigten Kalibrierpositionen erörtert. Abschließend erfolgt der Aufbau und die Funktionsbeschreibung des Kompensationskreises.

Das Ziel bei der Entwicklung des Kalibrierverfahrens ist es, ein Verfahren zu erstellen, mit Hilfe dessen eine Optimierung der Genauigkeit von 6-Achsen Vertikalknickarmrobotern mit unterschiedlichem kinematischem Aufbau ermöglicht werden kann. Die Genauigkeitsoptimierung soll dabei auf einer Minimierung der betriebsbedingten Temperaturdrift beruhen. Eingangswerte für die Genauigkeitsoptimierung, sollen lediglich verschiedene Poseabweichungen des Werkzeugarbeitspunktes sein.

6.1 Methode zur Ermittlung und Auswahl thermischer Parameter

Wie in den vorangegangenen Abschnitten gezeigt wurde, weist jede kinematische Struktur ein individuelles, temperaturabhängiges Verformungsverhalten auf. Das Verformungsverhalten kann mit sogenannten thermischen Parametern beschrieben werden. In den nachfolgenden Teilabschnitten wird eine Vorgehensweise zur Ermittlung und Quantifizierung thermischer Parameter an Industrierobotern vorgestellt.

Der anschließenden Auswahl signifikanter thermischer Parameter kommt dabei besondere Bedeutung zu, da die Art und Anzahl der ausgewählten Parameter die Komplexität des thermischen Fehlermodells bestimmen und damit

auch den Aufwand für die Kalibrierung zur Kompensation der Temperaturdrift während des Betriebs festlegen.

Die Methode zur Generierung thermischer Parameter läßt sich in folgende drei Abschnitte gliedern:

- 1. Versuchsreihe:** Quantifizierung der Pose-Wiederholgenauigkeit nach DIN EN 29283 (1993),
- 2. Versuchsreihe:** Bestimmung der thermisch bedingten Verformung der Achsverbindungselemente (thermische Parameter 1. Art),
- 3. Versuchsreihe:** Bestimmung der thermisch bedingten Positionierfehler der Bewegungsachsen (thermische Parameter 2. Art).

Die **erste Versuchsreihe** bildet die Basis für alle darauffolgenden Untersuchungen zur Bestimmung der thermischen Parameter. Da von den meisten Roboterherstellern die Angaben zur Wiederholgenauigkeit nicht reproduzierbar dargestellt werden (\Rightarrow *Abschnitt 3.1*), soll über die Einhaltung der durch die Normung vorgegebene Prüfbedingungen eine exakte und nachvollziehbare Quantifizierung der Pose-Wiederholgenauigkeit gegeben werden. Zur Bestimmung der Pose-Wiederholgenauigkeit wird im Gegensatz zu DIN EN 29283 (1993) die Verfahrensgeschwindigkeit zwischen den zu prüfenden Posen auf maximal 5% der Nenngeschwindigkeit reduziert. So kann gewährleistet werden, daß keine nennenswerte Verlustleistung in den Antrieben auftritt und zu einer ungewollten Erwärmung der Roboterstruktur führt.

Erst die genaue Kenntnis der Pose-Wiederholgenauigkeit eines Roboters ermöglicht eine sichere Analyse und Interpretation des Positionierverhaltens unter thermischer Belastung. Zudem wird durch die hierbei ermittelten Genauigkeitsdaten ein Bezugsniveau geschaffen, mit Hilfe dessen eine spätere Beurteilung des Optimierungseffekts der Temperaturdriftkompensation durchgeführt werden kann.

In den **Versuchsreihen zwei** und **drei** erfolgt die meßtechnische Ermittlung und Quantifizierung der thermischen Parameter der kinematischen Struktur. Diese Versuchsreihen sollen im Gegensatz zur Normung hier exakt definiert werden, um so eine reproduzierbare Vorgehensweise zur Identifikation thermischer Parameter und zur Erstellung thermischer Fehlermodelle an Industrierobotern zur Verfügung zu stellen. Folgende Randbedingungen müssen bei der Versuchsdurchführung generell eingehalten werden:

- Die Versuche müssen unter kontrollierten und konstanten Umgebungstemperaturen durchgeführt werden, damit Meßfehler durch Änderungen der Umgebungstemperatur bei der Versuchsauswertung von vornherein ausgeschlossen werden können.
- Zur Bestimmung der thermischen Parameter ist der Roboter im Dauerbetrieb, unter Nennlast (am TCP) und -geschwindigkeit, zu betreiben.
- Zur Belastung aller Bewegungsachsen wird der Roboter zwischen zwei Arbeitsraumpunkten permanent hin- und herbewegt. Zur gleichmäßigen Erwärmung der Antriebskomponenten muß von jeder Achse mindestens 80% des Verfahrbereichs genutzt werden.
- Die Dauerbelastung hat bis zum Erreichen des Beharrungszustandes der kinematischen Struktur zu erfolgen. D.h. solange bis der Gradient der Temperaturdrift bzw. der Verformung der Achsverbindungselemente geringer ist als 10% der maximalen Änderungsgeschwindigkeit. Nur so ist eine hinreichend genaue Interpretation der Verformungscharakteristik möglich. In Abhängigkeit von der kinematischen Struktur ist der Beharrungszustand nach circa 6 bis 8 Stunden erreicht.
- Zur meßtechnischen Erfassung von Veränderungen der thermischen Parameter wird alle 10 Minuten ein Meßzyklus durchlaufen. Zur Meßwernerfassung kann ein standardisierter Meßaufbau, beispielsweise nach ISO 9283 (1991) verwendet werden. Damit die kinematische Struktur während der Datenerfassung nicht merklich abkühlt, sind Meßzykluszeiten kleiner als eine Minute sicherzustellen.

6.1.1 Verformung an Achsverbindungselementen:

Thermische Parameter 1. Art

Zur Bestimmung der Verformungscharakteristik der einzelnen Achsverbindungselemente muß eine sequentielle Verformungsmessung der gesamten kinematischen Kette durchgeführt werden. Die Vermessung der Achsverbindungselemente, von der Bodenschnittstelle bis zur mechanischen Schnittstelle an der letzten Nebenachse (Roboterflansch), wird jeweils zwischen zwei Gelenken vorgenommen. Ausgenommen von der Verformungsmessung sind lediglich Koppelglieder von kinematisch geschlossenen Teilketten. Der Einfluß dieser Elemente wird mit Hilfe der Bestimmung thermisch bedingter Winkel-

abweichungen (thermische Parameter 2. Art) in der dritten Versuchsreihe berücksichtigt.

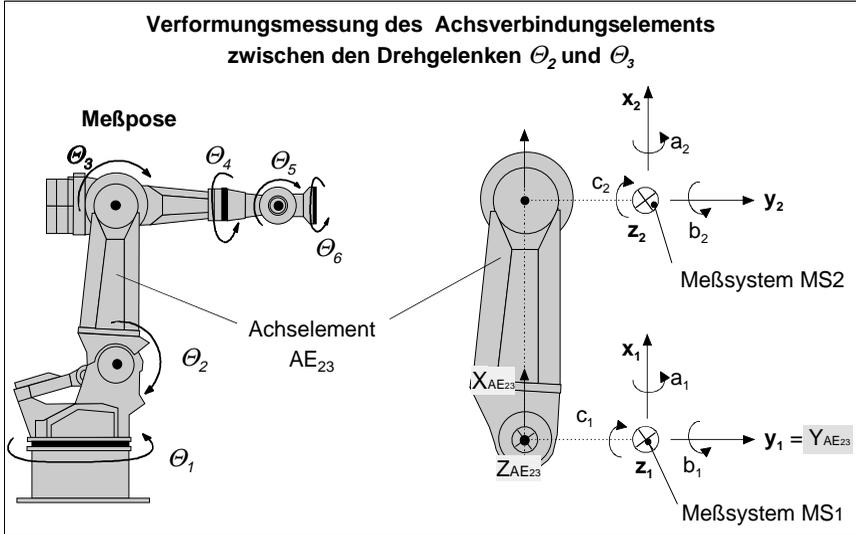


Bild 6.1: Quantifizierung thermischer Parameter 1. Art durch sequentielles Vermessen der Achsverbindungselemente

Um den Einfluß stochastischer Fehler bei der Durchführung dieser Versuchsreihe möglichst gering zu halten, ist die abschnittsweise Vermessung der kinematischen Struktur in einer zuvor festgelegten und für alle Messungen gleichbleibenden Achsstellung vorzunehmen. Für einen 6-Achsen Vertikalknickarmroboter kann hierzu beispielsweise eine Pose mit vertikaler Stellung des Oberarms und horizontaler Stellung des Unterarms sowie der Handachsen gewählt werden (Bild 6.1).

Damit die unterschiedlichen Verformungseffekte meßtechnisch erfaßt werden können, müssen mit dem zum Einsatz kommenden Meßsystem sechs Freiheitsgrade, drei translatorische sowie drei rotatorische, bestimmt werden können. Hierzu können standardisierte Meßsysteme, gemäß ISO 9283 (1991), zum Einsatz kommen (vgl. Bild 5.5). Die Meßsysteme sind an dem zu vermessenden Achsverbindungselement jeweils an oder in der Nähe der Antriebs- bzw. Abtriebsseite der Bewegungsachsen anzubringen. Die Transformation zwischen dem Gelenkkoordinatensystem und der Lage des Meßsystems so-

wie die relative, räumliche Lage der beiden Meßsysteme zueinander muß zur Auswertung der Meßdaten bestimmt werden.

Die beiden Meßsysteme repräsentieren somit die Lage der Bewegungsachsen relativ zum Achsverbindungselement. Eine Erwärmung der Bewegungsachse verursacht eine Verlagerung sowie eine Verkipfung der Bewegungsachsen. Mittels Differenzbildung der Meßwerte beider Systeme kann, zu jedem Zeitpunkt der Erwärmungsphase, die aktuelle Verformung des Achsverbindungselements bezüglich des kalten Zustandes berechnet werden.

Ergebnis dieser Auswertung ist ein sechsdimensionaler Vektor mit drei translatorischen und drei rotatorischen Koordinaten. Dieser Vektor beschreibt vollständig die temperaturabhängige Verformung des betrachteten Achsverbindungselements und somit die Lage zweier aufeinanderfolgender Gelenkachsen zueinander, wobei die Beschreibung im körperfesten Koordinatensystem an der Abtriebsseite des Achsverbindungselements erfolgt.

In Bild 6.1 ist die Verformungsmessung exemplarisch am Achsverbindungselement AE_{23} (Oberarm) zwischen der zweiten und dritten Bewegungsachse dargestellt. Das Meßsystem MS1 am zweiten Drehgelenk (θ_2) liefert die translatorischen (x_1, y_1, z_1) und rotatorischen (a_1, b_1, c_1) Meßwerte, das Meßsystem MS2 am dritten Drehgelenk (θ_3) entsprechend ($x_2, y_2, z_2, a_2, b_2, c_2$).

Durch die Differenz:

$$MS2 - MS1 = [(x_2 - x_1), (y_2 - y_1), (z_2 - z_1), (a_2 - a_1), (b_2 - b_1), (c_2 - c_1)] \quad [6.1]$$

ergibt sich für jeden Verformungszustand des Oberarms in der Erwärmungsphase der Verformungsvektor \mathbf{v}_{AE23}^{th} bezüglich des körperfesten Koordinatensystems KS_{AE23} mit:

$$\mathbf{v}_{AE23}^{th} = (\Delta x_{23}^{th}, \Delta y_{23}^{th}, \Delta z_{23}^{th}, \Delta a_{23}^{th}, \Delta b_{23}^{th}, \Delta c_{23}^{th}) \quad [6.2]$$

Eine thermisch bedingte Längenänderung äußert sich dabei lediglich in der Veränderung einer oder maximal zweier translatorischer Koordinaten des Vektors, eine thermische Biegung hingegen wirkt sich, abhängig von der Verformungsrichtung, auf bis zu sechs Koordinaten des Vektors aus. In Bild 6.2 wird dieser Sachverhalt am Beispiel einer ebenen Biegung (x/z-Ebene) um die y-Achse des Achsverbindungselements AE_{23} veranschaulicht.

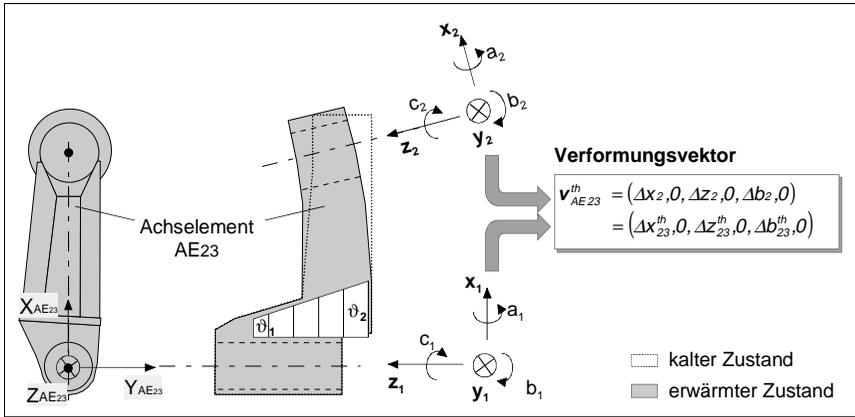


Bild 6.2: Thermische Biegung in der x/z-Ebene

Entsprechend dieser Vorgehensweise wird, in Abhängigkeit der steuerungstechnischen Beschreibung der Kinematikstruktur, der Verformungsvektor jedes Achsverbindungselements ermittelt. Für den in Bild 6.3 dargestellten Industrieroboter erhält man somit die Verformungsvektoren \mathbf{v}^{th}_{AE12} , \mathbf{v}^{th}_{AE23} , \mathbf{v}^{th}_{AE35} und \mathbf{v}^{th}_{AE56} . Die maximalen Koordinatenwerte der Vektoren im Beharrungszustand werden für die nachfolgende Signifikanz-Auswertung dokumentiert.

Aus den Meßwerten bezüglich der Vermessung des Achselements AE56 kann, neben dem Verformungsvektor \mathbf{v}^{th}_{AE56} auch die Gesamtverlagerung des TCP \mathbf{v}^{th}_{TCP} im Beharrungszustand ermittelt werden. Hierzu wird die Differenz der Meßwerte vom Meßsystem MS2 am Roboterflansch zwischen letztem und erstem Meßzyklus gebildet. Somit berechnet sich die maximale Verlagerung des TCP mit der Vorschrift $\mathbf{v}^{th}_{TCP} = MS2_n - MS2_1$ ($1 = 1.$ Meßzyklus, $n =$ Beharrungszustand).

Durch eine geeignete Transformation wird der Vektor \mathbf{v}^{th}_{TCP} in das Basiskoordinatensystem des Roboters überführt. Werden die Verformungsvektoren der Achselemente \mathbf{v}^{th}_{AEij} ebenfalls im Basiskoordinatensystem beschrieben, kann eine Vektoraddition mit der Gleichung:

$$[6.3] \quad \mathbf{v}^{th}_{AE,ges} = \sum \mathbf{v}^{th}_{AEij} \quad \text{mit } i=1, 2, \dots, 5 \text{ und } j=2, 3, \dots, 6$$

erfolgen.

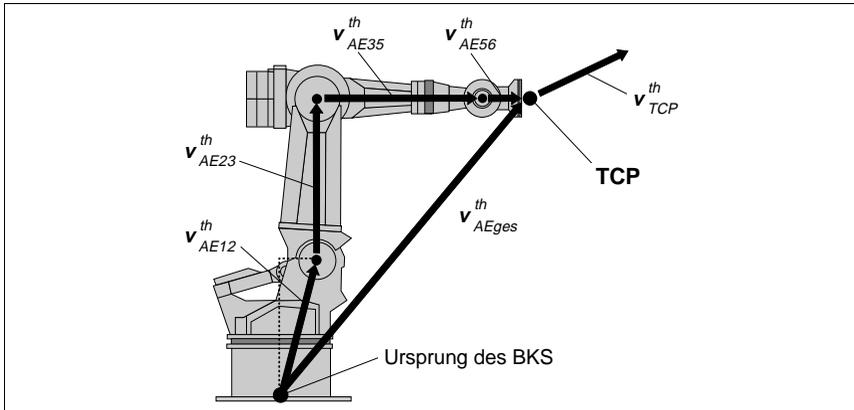


Bild 6.3: Vektorkette der Verformung der Achsverbindungselemente

Der aus den Einzelverformungen berechnete Vektor $\mathbf{v}_{AE,ges}^{th}$ entspricht jedoch nicht der gemessenen Temperaturdrift \mathbf{v}_{TCP}^{th} . Dies hat zwei Gründe: erstens ist die Verformungsmessung und die Transformation der Verformungsvektoren fehlerbehaftet, und zweitens sind bei dieser Gegenüberstellung noch keine thermisch bedingten Positionierfehler der Bewegungsachsen (thermische Parameter 2. Art) berücksichtigt worden. Diese Parameter sind in der dritten Versuchsreihe erst noch zu bestimmen.

Der Vergleich ermöglicht allerdings eine qualitative Abschätzung, wie relevant die Einzelverformungen der Achselemente in Summe ($\mathbf{v}_{AE,ges}^{th}$) bezogen auf die Gesamtverlagerung am TCP (\mathbf{v}_{TCP}^{th}) sind.

6.1.2 Positionierfehler bei Bewegungsachsen: Thermische Parameter 2. Art

Neben der aktuellen Geometrie der Achsverbindungselemente ist die tatsächliche Stellung der Bewegungsachsen ausschlaggebend für den vom Roboter angefahrenen Punkt im Arbeitsraum. Die Steuerung gibt hierbei nur Sollwerte θ_{soll} für die anzufahrenden Stellungen der Bewegungsachsen vor. Thermisch bedingte Winkeländerungen in den Gelenken (Bild 6.4) wirken sich somit, gleichermaßen wie fertigungsbedingte Ungenauigkeiten, direkt auf den aktuellen Istwert θ_{ist} und somit auf die erreichbare Ist-Pose aus (\Rightarrow Abschnitt 5.2.3).

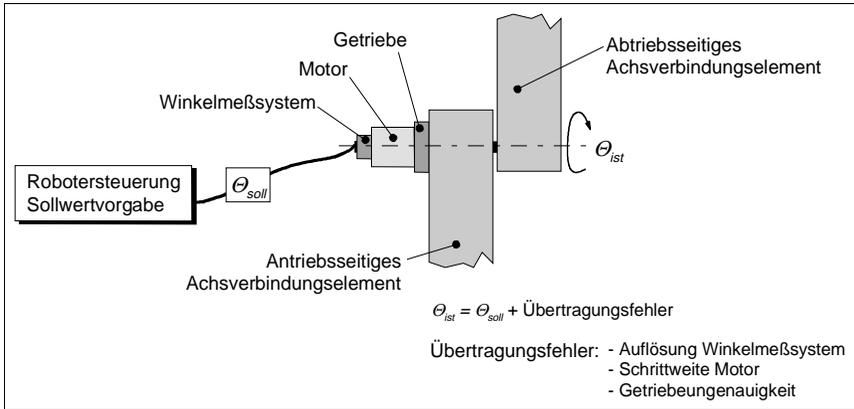


Bild 6.4: Winkelsteuerung an Bewegungsachsen

Entsprechend der Identifikation der Verformungscharakteristik der Achsverbindungselemente ist daher in einer zweiten Versuchsreihe das thermisch bedingte Positionierverhalten der Bewegungsachsen zu analysieren, um auch diese Parameter bei der Formulierung des thermischen Fehlermodells berücksichtigen zu können.

Ziel dieser Versuchsreihe ist es, das thermisch bedingte Positionierverhalten der Bewegungsachsen mit Hilfe der aktuell gemessenen Positionsabweichung am TCP und der steuerungsseitigen Stellwerte (Soll-Werte) der Bewegungsachse beschreiben zu können. Gelingt es über den Verfahrbereich der betrachteten Achse einen eindeutigen funktionalen Zusammenhang zwischen den Positionsabweichungen am TCP und den möglichen Stellungen der betrachteten Bewegungsachse zu formulieren, so muß für die Kompensation lediglich das aktuelle Positionierverhalten in wenigen diskreten Stellungen der Bewegungsachse bekannt sein, um für jede andere anzufahrende Stellung der Bewegungsachse die thermisch bedingte Abweichung berechnen und somit auch korrigieren zu können.

Die Untersuchungen sind für jede Bewegungsachse einer kinematischen Kette getrennt durchzuführen, um Wechselwirkungen oder Überlagerungseffekte anderer, thermisch wirksamer Komponenten ausschließen zu können.

Zur Bestimmung des thermisch bedingten Positionierverhaltens ist daher der gesamte Verfahrbereich aller Bewegungsachsen der kinematischen Struktur getrennt voneinander zu überprüfen. Die Meßdatenerfassung kann, abhängig

vom verwendeten Meßsystem kontinuierlich oder diskontinuierlich erfolgen. Bei der diskontinuierlichen Messung ist der Verfahrbereich in Inkremente zwischen 5 und 15% des maximalen Verfahrbereiches zu unterteilen, damit eine hinreichend genaue Approximation der gemessenen Abweichungswerte auf den gesamten Verfahrbereich möglich ist. Gemessen wird hierbei die Auswirkung des Positionierfehlers auf die translatorische Lage des TCP. Bewegt wird bei diesen Messungen nur das zu analysierende Drehgelenk, alle übrigen Bewegungsachsen werden in einer zuvor definierten Stellung festgesetzt.

Die während der Aufwärmphase über den Verfahrbereich gemessenen Abweichungen des TCP werden anschließend über eine geeignete Rückwärtstransformation in Gelenkkordinaten umgewandelt und repräsentieren somit die aktuelle Ausprägung des thermischen Parameters während eines Meßzyklusses bezüglich der jeweiligen Stellung der Bewegungsachse.

6.1.2.1 Ermittlung thermischer Parameter 2. Art bei serieller Kinematikstruktur

Am Beispiel des Drehgelenks der dritten Hauptachse eines Vertikalknickarmroboters, soll nachfolgend exemplarisch die Ermittlung der thermisch bedingten Positioniergenauigkeit und die darauf basierende Entwicklung eines funktionalen Zusammenhangs zwischen thermisch bedingter TCP-Abweichung, Achswinkelstellung und resultierender Winkelabweichung erläutert werden.

Der Verfahrbereich der dritten Hauptachse wird mit $\theta_3 = \pm 60^\circ$ angenommen und ist somit bei diskontinuierlicher Meßwernerfassung in Teilschritten von je 10° zu unterteilen. Im ersten Meßzyklus (kalter Roboter) wird über den gesamten Verfahrbereich eine annähernd konstante Winkelabweichung von $\Delta\theta_3$ gemessen. Unter der Annahme, daß die betrachtete Bewegungsachse mit zunehmender Erwärmung einen linear größer werdenden, thermisch bedingten Winkelfehler $\Delta\theta_3^{th}$ aufweist und dieser Fehler für größere Winkelwerte ($\theta_3 \rightarrow 60^\circ$) linear zunimmt, erhält man nach k Meßzyklen (mit $k = 1, 2, \dots, n$) bis zum Beharrungszustand (n-ter Meßzyklus) mittels Interpolation der Zwischenwerte eine Geradenschar (Bild 6.5).

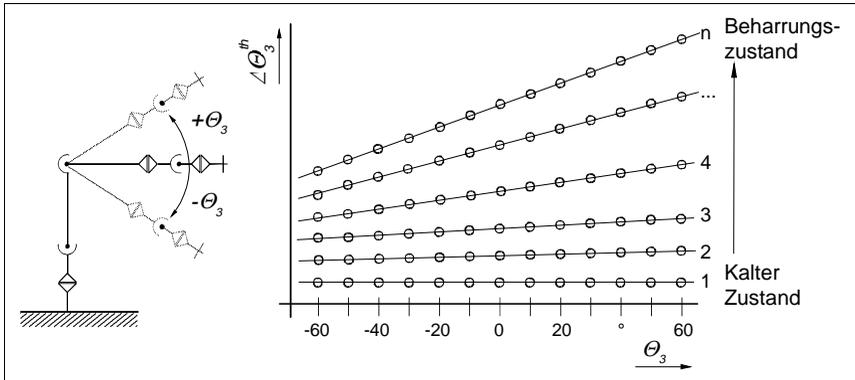


Bild 6.5: Thermisch bedingter Winkelfehler einer dritten Hauptachse

Für jeden Betriebszustand (k -ten Meßzyklus) lassen sich in diesem Fall die Abweichungen des Achswinkels $\Delta\Theta_{3k}^{th}$ in Form einer Geradengleichung mit der Steigung m_k und dem Achsenabschnitt b_k beschreiben:

$$[6.4] \quad \Delta\Theta_{3k}^{th} = f(\Theta_{3,Soll}, k) = m_k \cdot |\Theta_{3,Soll}| + b_k$$

Für die dritte Hauptachse liegt in diesem Fall somit ein eindeutiger funktionaler Zusammenhang des thermischen Parameters (Winkelfehler $\Delta\Theta_{3k}^{th}$), in Abhängigkeit vom Betriebszustand und vom Winkelwert der Drehachse, vor. Zur Kompensation des thermischen Parameters $\Delta\Theta_{3k}^{th}$ muß im Betrieb lediglich durch messen der aktuellen Temperaturdrift in zwei ausgewählten Achsstellungen der dritten Bewegungsachse die Geradensteigung m_k und der Achsenabschnitt b_k berechnet werden. Dadurch ist die aktuell gültige Gerade der Winkelabweichung definiert und für jede Achsstellung $\Theta_{3,Soll}$ ist der thermische Parameter $\Delta\Theta_{3k}^{th}$ berechenbar.

Für jeden Sollwert $\Theta_{i,Soll}$ eines Drehgelenks i läßt sich unter Berücksichtigung des thermisch bedingten Positionierfehlers $\Delta\Theta_{ik}^{th}$ der tatsächlich angefahrene Istwert $\Theta_{i,Ist}$ berechnen zu:

$$[6.5] \quad \Theta_{i,Ist} = \Theta_{i,Soll} + \Delta\Theta_{ik}^{th} = \Theta_{i,Soll} + f(\Theta_{i,Soll}, k)$$

k steht für den k -ten Meßzyklus, dieser repräsentiert den gelenkspezifischen, funktionalen Zusammenhang zwischen der Temperaturdrift in einer bekannten Achsstellung und der thermisch bedingten Fehlstellung der Bewegungsachse Θ_i . Die Beschreibung der thermisch bedingten Achswinkelabweichung $\Delta\Theta_i^{th}$ (i -te Bewegungsachse) kann jedoch in Abhängigkeit von systematischen und

stochastischen Einflußgrößen unterschiedliche Funktionen, auch höheren Grades, annehmen. Untersuchungen an der zweiten Hauptachse (θ_2) eines Industrieroboters hat beispielsweise einen sinusförmigen Verlauf der Achswinkelabweichungen $\Delta\theta_2^{th}$ über dem Verfahrbereich von $\pm 60^\circ$ ergeben. Bild 6.6 zeigt das Positionierverhalten im kalten Zustand und im Beharrungszustand. Zur Bestimmung der thermisch bedingten Winkelabweichung wurde eine elektronische Wasserwaage, mit einer Auflösung von $0,0001^\circ$ am Oberarm des Roboters angebracht. Für den Beharrungszustand ist ferner das hysteresische Positionierverhalten aufgezeichnet. Dieses ist bedingt durch das Getriebeispiel bei positiver bzw. negativer Drehrichtung der Bewegungsachse.

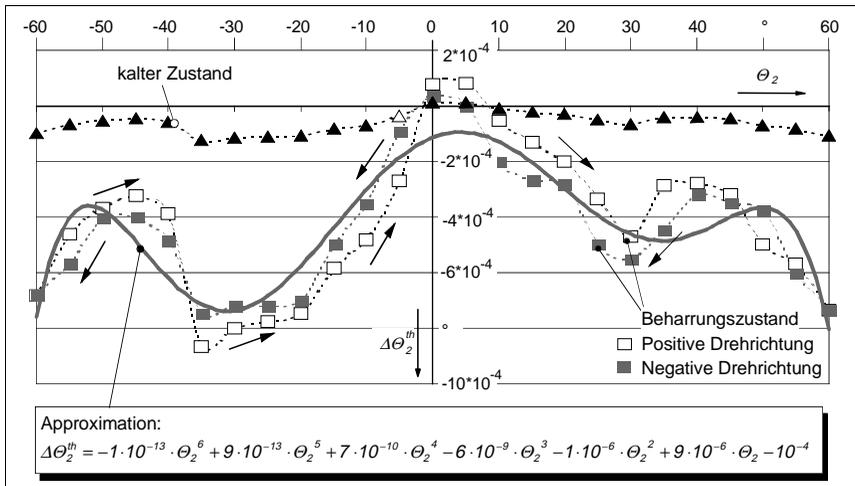


Bild 6.6: Sinusförmige Achswinkelabweichung

Der periodische Verlauf der Winkelabweichung kann in diesen Fällen mittels einer harmonischen Analyse nach trigonometrischen Funktionen mittels einer Fourierreihe entwickelt werden (BRONSTEIN 1987). In der praktischen Anwendung wird die Reihenentwicklung nach einer endlichen Anzahl von Gliedern abgebrochen. Man erhält dadurch eine Approximation der real gemessenen Funktion durch ein trigonometrisches Polynom.

Dieses trigonometrische Polynom kann nach Taylor durch gliedweise Integration in eine Potenzreihe n-ten Grades umgewandelt werden. Mit Hilfe dieser Beschreibungsform ist es möglich, für jede beliebige Achswinkelstellung in einem beliebigen Erwärmungszustand die Positionsabweichung zu berechnen.

Die für den Beharrungszustand relevante Approximation von $\Delta\theta_2^{th}$ ist in Bild 6.6 dargestellt.

6.1.2.2 Ermittlung thermischer Parameter 2. Art bei serieller Kinematikstruktur mit geschlossener Teilkette

Winkeländerungen an Drehgelenken treten nicht nur durch thermisch bedingte Getriebefehler auf, sondern auch durch inhomogene Verformungen in geschlossenen Teilketten (\Rightarrow *Abschnitt 5.2.4*). Zur Separation der auftretenden Effekte muß die Identifikation der thermischen Parameter 2. Art von Koppelgetrieben in **drei Schritten** erfolgen.

Im **ersten Schritt** werden alle Bewegungsachsen, die nicht Bestandteil der geschlossenen Teilkette sind, nach der beschriebenen Vorgehensweise bei rein seriellen Kinematikstrukturen bestimmt. Bei kinematischer Kopplung der zweiten und dritten Hauptachse (Bild 6.7) sind dies die Bewegungsachsen θ_1 , θ_4 , θ_5 und θ_6 .

Im **zweiten Schritt** wird der thermisch bedingte Winkelfehler der zweiten Bewegungsachse (θ_2) identifiziert. Dies erfolgt wiederum dadurch, daß pro Meßzyklus in der Erwärmungsphase die Bewegungsachse über den gesamten Verfahrensweg bewegt wird. Der Winkelfehler wird hierbei aber nicht durch Positionsmessungen am TCP bestimmt, sondern durch Messung der thermisch bedingten Abweichung am Drehgelenk D der dritten Bewegungsachse (Bild 6.7). Dadurch werden Wechselwirkungen aufgrund der kinematischen Kopplung (Parallelogramm A-B-C-D) von zweiter und dritter Achse auf das Meßergebnis bei der Identifikation von $\Delta\theta_2^{th}$ ausgeschlossen.

Im **dritten Schritt** ist der für die Temperaturdrift am TCP maßgebliche Winkelfehler am Drehgelenk D zu bestimmen. Dieser bewirkt eine Fehlstellung des Unterarms. Wird das Koppelglied bewegt überlagern sich am Drehgelenk D drei Effekte: die getriebespezifischen Winkeländerungen $\Delta\theta_2^{th}$ und $\Delta\theta_3^{th}$ und das durch die thermisch bedingte Verformung veränderte Übersetzungsverhältnis des Koppelgetriebes. Eine empirisch gestützte Ermittlung des funktionalen Zusammenhangs bezüglich des resultierenden Winkelfehlers am Drehgelenk D ist daher äußerst schwierig. Für jede Stellung der zweiten Bewegungsachse müßte das Positionierverhalten der dritten Bewegungsachse über den gesamten Verfahrensbereich ($\pm\theta_3$) bestimmt werden. Aufgrund des va-

riablen Übersetzungsverhältnisses resultiert daraus für jede Stellung der zweiten Bewegungsachse eine Funktionenschar zur Beschreibung der Winkelabweichungen am Drehgelenk D, in Abhängigkeit vom Erwärmungszustand des Roboters. Diese multifunktionale Beschreibung der thermisch bedingten Wechselwirkungen im Koppelgetriebe ist für eine Kalibrierung nicht praktikabel.

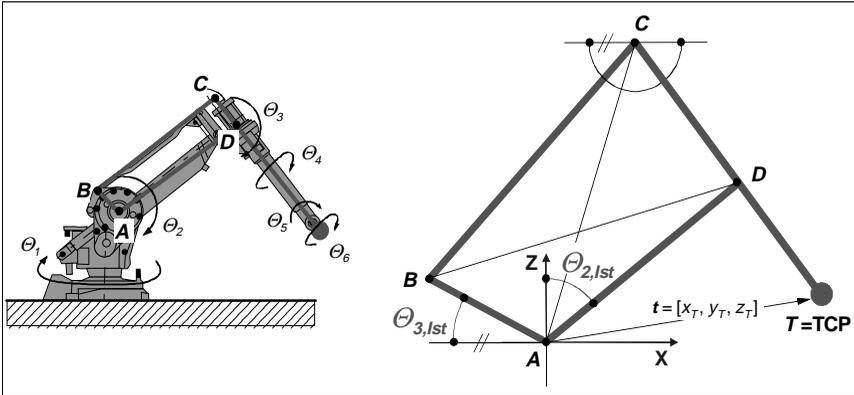


Bild 6.7: Mathematische Modellierung eines Koppelgetriebes

Mit Hilfe einer mathematischen Modellierung des Koppelgetriebes als beliebiges Viereck, mit den Seiten \overline{AB} , \overline{AD} , \overline{BC} und \overline{CD} sowie der Verlängerung der Seite \overline{CD} zum TCP mit der Bezeichnung \overline{DT} (Bild 6.7), können die Verformungseffekte der Koppelglieder und die daraus resultierenden, thermisch bedingten Winkelfehler der dritten Bewegungsachse vereinfacht berechnet werden.

Unter der Annahme, daß die Seiten \overline{AB} , \overline{BC} und \overline{CD} keine wesentliche thermische Verformung aufweisen, was in *Abschnitt 5.2.4* nachgewiesen wurde, und die Verformung der Seite \overline{AD} (Oberarm) sowie das Positionierverhalten der zweiten Bewegungsachse ($\theta_{2,ist}$) aus vorangegangenen Versuchen bekannt ist, kann für jeden beliebigen Punkt im Arbeitsraum (x_T , y_T , z_T) der resultierende Winkel $\theta_{3,ist}$ mit Gleichung [6.6] berechnet werden:

$$\begin{aligned}
 \theta_{3,ist} &= \theta_{3,Soll} + \Delta\theta_3^{th} \\
 [6.6] \quad &= 180^\circ - \arctan \left[\frac{z_T - \left(\left(\frac{\overline{CD} + \overline{DT}}{\overline{DT}} \right) \cdot (z_T - \overline{AD} \cdot \cos(\theta_{2,Soll} + \Delta\theta_2^{th})) \right)}{x_T - \left(\left(\frac{\overline{CD} + \overline{DT}}{\overline{DT}} \right) \cdot (x_T - \overline{AD} \cdot \sin(\theta_{2,Soll} + \Delta\theta_2^{th})) \right)} \right] - \arccos \left(\frac{\overline{CA}^2 + \overline{AB}^2 - \overline{BC}^2}{2 \cdot \overline{AB} \cdot \overline{CA}} \right)
 \end{aligned}$$

Im Anschluß an die Ermittlung aller Funktionen zur Beschreibung der thermisch bedingten Winkelabweichungen $\Delta\theta_i^{th}$, erfolgt eine Abschätzung der Relevanz dieser Parameter bezüglich der am Roboterflansch bzw. TCP gemessenen Gesamtabweichung \mathbf{v}_{TCP}^{th} (Temperaturdrift). Hierzu kann der Rotationsanteil des Vektors der Temperaturdrift \mathbf{v}_{TCP}^{th} ($\Delta\mathbf{a}_{TCP}^{th}$, $\Delta\mathbf{b}_{TCP}^{th}$, $\Delta\mathbf{c}_{TCP}^{th}$), mit den achsspezifischen Winkelabweichungen $\Delta\theta_i^{th}$ verglichen werden.

Wesentlich aussagekräftiger sind jedoch die durch Winkelabweichungen verursachten translatorischen Verlagerungen am Roboterflansch. Schon sehr kleine Winkeländerungen an den Bewegungsachsen von wenigen tausendstel Grad können aufgrund der großen Entfernung zum Roboterflansch bzw. TCP zu wesentlichen Positionsabweichungen führen. Zur Abschätzung dieser Einflüsse wird wiederum die in Bild 6.1 gewählte Achsstellung des untersuchten Roboters herangezogen.

Die näherungsweise Berechnung der Auswirkungen der gemessenen Winkelabweichungen $\Delta\theta_i^{th}$ auf die Positionsabweichung am TCP erfolgt mit Hilfe des wirksamen Hebelarms zwischen dem betrachteten Drehgelenk und dem Roboterflansch. Ergebnis ist die Abweichung $\mathbf{v}_{TCP,i,tang}^{th}$ bei maximal gemessener Winkelabweichung $\Delta\theta_{i,max}^{th}$. Diese Abweichung verläuft in tangentialer Richtung zu dem Kreisbogen mit dem Radius l (Länge l des Achsverbindungselements), der von dem betrachteten Achsverbindungselement um das Drehgelenk der Bewegungsachse θ_i beschrieben wird. Bezugskoordinatensystem für diese Berechnung ist das Basiskoordinatensystem des Roboters. Am Beispiel einer dritten Hauptachse ergibt sich folgende tangentielle Abweichung (Bild 6.8):

$$\mathbf{v}_{TCP,3,tang}^{th} = l \cdot \tan(\Delta\theta_{3,max}^{th})$$

[6.7] mit der Annahme: $\Delta\theta_{3,max}^{th} = 0,005^\circ$ und $l = 1500 \text{ mm}$
 folgt:
 $\mathbf{v}_{TCP,3,tang}^{th} = 0,13 \text{ mm}$

Das bedeutet für den betrachteten Fall eine Verlagerung des TCP in negative z-Richtung (BKS) von mehr als 1/10 mm.

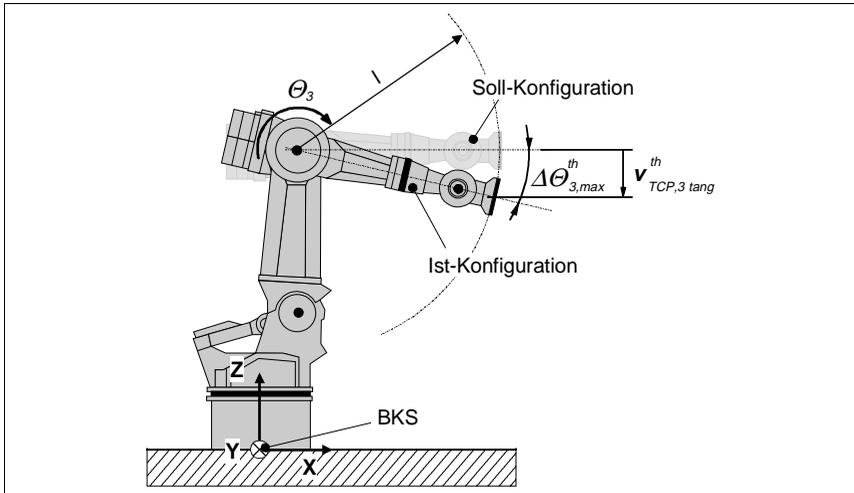


Bild 6.8: Thermisch bedingte Winkelabweichung an der dritten Hauptachse

In der Regel haben die drei Hauptachsen eines Vertikalknickarmroboters aufgrund des größeren wirksamen Abstands zum Roboterflansch einen sehr bedeutenden Einfluß. In Abhängigkeit von der Größe des angeflanschten Werkzeuges (Abstand TCP zu Roboterflansch) haben jedoch auch die Nebenachsen eine wesentliche Wirkung auf die Ausprägung der Temperaturdrift und müssen ebenfalls in die Signifikanzbetrachtung mit einbezogen werden.

6.1.3 Auswahl signifikanter thermischer Parameter

Die nach der in den *Abschnitten 6.1.1* und *6.1.2* beschriebenen Vorgehensweise ermittelten thermischen Parameter entsprechen bezüglich ihrer Art und Anzahl in der Regel den kinematischen Parametern, die zur vollständigen mathematischen Beschreibung eines Roboters benötigt werden.

Bezogen auf die thermisch bedingte Gesamtverlagerung am TCP haben diese thermischen Parameter, analog zu ihrer maximalen Ausprägung, einen mehr oder weniger großen Einfluß. Je nach Anforderungen an die Leistungsfähigkeit der Kompensation kann somit die Anzahl der zu berücksichtigenden Parameter sinnvoll reduziert werden. Komponenten der kinematischen Kette, die sich unter variabler thermischer Beanspruchung nur wenig verformen, werden im

thermischen Fehlermodell nicht berücksichtigt oder zusammengefaßt und als ein thermischer Parameter definiert.

Dieses Vorgehen reduziert zum einen den mathematischen Beschreibungsaufwand im thermischen Fehlermodell (\Rightarrow *Abschnitt 6.2*) und ermöglicht zum anderen die Reduzierung der Anzahl notwendiger Kalibrierpositionen. Denn mit der Anzahl zu identifizierender Parameter steigt auch die Anzahl der notwendigen Kalibrierpositionen, an denen die Eingangswerte für die Kompensationsrechnung im Betrieb gemessen werden.

6.2 Erstellung des thermischen Fehlermodells für 6-Achsen Vertikalknickarmroboter

Die Erstellung des thermischen Fehlermodells umfaßt die mathematische Beschreibung der thermisch bedingten Verformungen der kinematischen Kette. Hierbei wird die nominale, steuerungsinterne Koordinatentransformation zur Berechnung der Roboterposen um die zuvor bestimmten signifikanten thermischen Parameter ergänzt. Entsprechend der Charakteristik der ermittelten thermischen Parameter sind hierfür mehr oder weniger aufwendige Veränderungen hinsichtlich der mathematischen Beschreibung der kinematischen Kette erforderlich. Die temperaturabhängige Veränderung der Länge der Achsverbindungselemente sowie Positionierfehler der Bewegungsachsen können in der Regel noch mit der derzeit üblichen steuerungstechnischen Koordinatentransformation beschrieben werden. Treten zusätzlich thermische Biegungen oder Torsionen auf, die eine Schiefstellung der Gelenke verursachen, müssen weitergehende Ansätze, wie beispielsweise die der homogenen Transformation eingesetzt werden. In den folgenden Abschnitten werden Möglichkeiten zur Gestaltung thermischer Fehlermodelle, in Abhängigkeit der Art und Anzahl relevanter, thermischer Parameter, aufgezeigt. Entwickelt werden diese Fehlermodelle auf Basis der für 6-Achsen Vertikalknickarmroboter gebräuchlichen Koordinatentransformation.

Zur Berechnung von Sollwerten für die Lageregelkreise einer Robotersteuerung werden zwei verschiedene Transformationen eingesetzt. Die **Vorwärtstransformation** dient der Berechnung von Position und Orientierung des Endeffektors basierend auf gegebenen Winkelwerten der Bewegungsachsen. Durch die Implementierung der zuvor bestimmten thermischen Parameter er-

gibt sich aus der ursprünglichen Vorwärtstransformation mit stationären Systemparametern das thermische Fehlermodell des Roboters. Die thermischen Parameter werden hierbei als instationäre Variablen in die Koordinatentransformation eingebunden. Entsprechend des aktuellen Verformungszustands werden die Variablen dann mit den tatsächlichen Werten belegt.

Die Umkehrung zur Vorwärtstransformation ist die **Rückwärtstransformation**. Aus ihr können die möglichen Achsstellungen zu einer vorgegebenen Position und Orientierung des Endeffektors berechnet werden. Die Rückwärtstransformation wird dann zur Identifikation der thermischen Parameter benötigt. Durch diese werden die Gleichungen bereitgestellt, die mit Hilfe geeigneter Optimierungsverfahren die Identifikation der thermischen Parameter anhand gemessener TCP-Abweichungen ermöglichen (\Rightarrow Abschnitt 6.3).

6.2.1 Industriell eingesetzte Koordinatentransformation bei Vertikalknickarmrobotern - Nominale Modellierung

Zur mathematischen Beschreibung kinematischer Ketten werden den Gelenken und Achsverbindungselementen Koordinatensysteme zugeordnet. Die Bewegung der Gelenke wird dann durch die räumliche Bewegung dieser Koordinatensysteme beschrieben. Jede Roboterstellung entspricht somit einer Abfolge von Transformationen, die als Funktion der Gelenkstellungen die räumliche Position und Orientierung des dem Endeffektor zugeordneten Koordinatensystems (TCP oder MI), relativ zum Roboterbasiskoordinatensystem (BKS), beschreibt. Die verwendeten Koordinatensysteme sind rechtwinklig, rechtshändig und haben Basisvektoren der Länge 1. Transformationen zwischen ihnen sind längen- und winkelerhaltende Abbildungen des dreidimensionalen Raumes \mathcal{R}^3 .

Die **Translation** eines Koordinatensystems entspricht der Verschiebung des Koordinatenursprungs und kann durch die Addition eines Verschiebungsvektors $\mathbf{v} = (x, y, z)$ dargestellt werden. Der Abstand zweier aufeinanderfolgender Bewegungsachsen wird daher zur Steuerung eines Roboters durch einen Verschiebungsvektor beschrieben. Die Koordinaten dieses Vektors entsprechen der geometrischen Gestalt des entsprechenden Achsverbindungselements.

Die **Rotation** (räumliche Orientierung) eines Koordinatensystems um seine Koordinatenachsen wird mit sogenannten Drehmatrizen \mathbf{D} beschrieben (vgl. Gleichung [6.8]). Hierfür bietet die Mathematik verschiedene Beschreibungs-

möglichkeiten.

In der Robotik wird derzeit am häufigsten die Roll-Pitch-Yaw-Transformation (Roll-, Nick- und Gierwinkel) eingesetzt. Diese Transformationsart ermöglicht die Beschreibung beliebig, vorgegebener Orientierungen eines Koordinatensystems, die auch bei Schiffen oder Flugzeugen zur Bewegungsbeschreibung verwendet wird. Dabei entspricht die Erdoberfläche der xy -Ebene und die x -Achse fällt mit der Bewegungsrichtung des betrachteten Objekts zusammen, so daß das Rollen eine Drehung um die x -Achse ist, das Nicken eine Drehung um die y -Achse und das Gieren eine Drehung um die z -Achse des körperfesten Koordinatensystems.

Da in einem Matrixprodukt immer eine folgende Rotation im bereits gedrehten Koordinatensystem beschrieben wird, kehrt sich bei der Beschreibung der Transformation bezüglich des ortsfesten Basiskoordinatensystems die Reihenfolge der Multiplikationen um. Es erfolgt somit zuerst die Rotation um die z -Achse, dann um die y -Achse und zuletzt um die x -Achse (CRAIG 1986).

Rotation eines Koordinatensystems um seine z -Achse mit dem Winkel γ_i :

$$\text{Multiplikation mit der Drehmatrix } \mathbf{D}_z(\gamma_i) = \begin{bmatrix} \cos \gamma_i & -\sin \gamma_i & 0 \\ \sin \gamma_i & \cos \gamma_i & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Rotation eines Koordinatensystems um seine y -Achse mit dem Winkel ϕ_i :

$$[6.8] \quad \text{Multiplikation mit der Drehmatrix } \mathbf{D}_y(\phi_i) = \begin{bmatrix} \cos \phi_i & 0 & \sin \phi_i \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \phi_i & 0 & \cos \phi_i \end{bmatrix}$$

Rotation eines Koordinatensystems um seine x -Achse mit dem Winkel ψ_i :

$$\text{Multiplikation mit der Drehmatrix } \mathbf{D}_x(\psi_i) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \psi_i & -\sin \psi_i \\ 0 & \sin \psi_i & \cos \psi_i \end{bmatrix}$$

Zur mathematischen Beschreibung einer 6-achsigen Roboterstruktur werden die einzelnen Achsverbindungselemente über fünf Positionsvektoren $\mathbf{p}_{12'}$, $\mathbf{p}_{23'}$, $\mathbf{p}_{34'}$, \mathbf{p}_{45} und \mathbf{p}_{5MI} bezüglich der x/z -Ebene des BKS dargestellt (Bild 6.9).

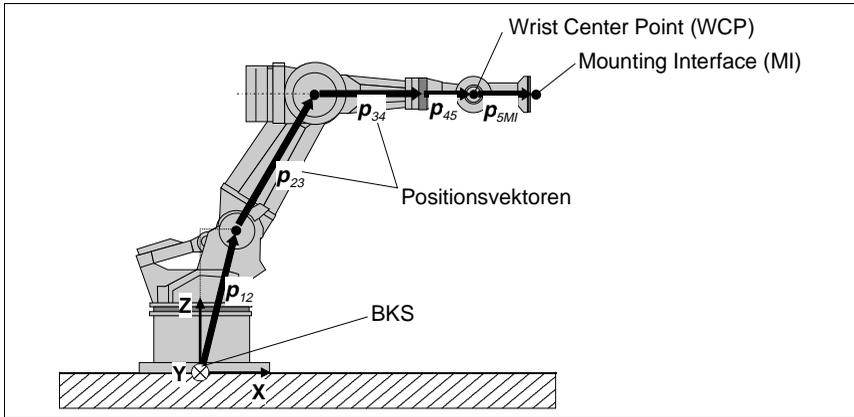


Bild 6.9: Vektorielle Darstellung eines Vertikalknickarmroboters

Mit den Drehmatrizen (Gleichung [6.8]) und der Vektordefinition werden in der Vorwärtstransformation die Position und Orientierung des Flanschmittelpunktes wie nachfolgend dargestellt berechnet.

Position des Handgelenkes (Wrist Center Point WCP):

$$\mathbf{WCP}_{pos} = \mathbf{D}_z(\theta_1) \cdot [\mathbf{p}_{12} + \mathbf{D}_y(\theta_2) \cdot \mathbf{p}_{23} + \mathbf{D}_y(\theta_3) \cdot (\mathbf{p}_{34} + \mathbf{p}_{45})]$$

Position des Flanschmittelpunktes (Mounting Interface MI):

$$\mathbf{MI}_{pos} = \mathbf{WCP}_{pos} + \mathbf{D}_z(\theta_1) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_3) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_4) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_5) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_6) \cdot \mathbf{p}_{5MI} \quad [6.9]$$

Orientierung des Koordinatensystems im Flanschmittelpunkt:

$$\mathbf{MI}_{ori} = \mathbf{D}_z(\theta_1) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_3) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_4) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_5) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_6)$$

Die Positionsvektoren sind für den allgemeinen, dreidimensionalen Fall folgendermaßen definiert:

- $\mathbf{p}_{12} = (x_{12}, y_{12}, z_{12})^T$ Vektor vom Basiskoordinatensystem zur 2. Achse,
- $\mathbf{p}_{23} = (x_{23}, y_{23}, z_{23})^T$ Vektor von der 2. Achse zur 3. Achse,
- $\mathbf{p}_{34} = (x_{34}, y_{34}, z_{34})^T$ Vektor von der 3. Achse zur 4. Achse
- $\mathbf{p}_{45} = (x_{45}, y_{45}, z_{45})^T$ Vektor von der 4. Achse bis zum Handwurzelgelenk,
- $\mathbf{p}_{5MI} = (x_{5MI}, y_{5MI}, z_{5MI})^T$ Vektor vom Handwurzelgelenk bis zum Flanschmittelpunkt.

Diese Vektoren stellen die räumliche Verbindung der einzelnen Drehgelenke der 6-achsigen Roboterstruktur dar. Die Beschreibung der Vektoren erfolgt im

Koordinatensystem des jeweils vorhergehenden Gelenks, beginnend mit dem Vektor \mathbf{p}_{12} im BKS des Roboters. Die Koordinaten dieser Vektoren werden derzeit von den Roboterhersteller durch nominale Werte (Zeichnungsmaße) in der Steuerung definiert. Die tatsächliche Geometrie der Achsverbindungselemente und damit die reale Position der Bewegungsachsen zueinander finden bei dieser Art der Beschreibung keine Berücksichtigung. Ferner liegt der in Gleichung [6.9] beschriebenen Transformation eine ideale, orthogonale bzw. parallele Anordnung der Bewegungsachsen ($\theta_n \angle \theta_{n+1}$) zugrunde. Eine durch Fertigungs- oder Montagetoleranzen bedingte Schiefstellung der Bewegungsachsen kann durch diese Art der Modellierung nicht beschrieben werden. Daraus resultiert die in Tabelle 6.1 aufgeführten Verschiebungskordinaten für den in Bild 6.9 dargestellten 6-Achsen Vertikalknickarmroboter.

Gelenk (Achse)	Winkel θ_n (Stellwert)	Vektor \mathbf{p}_{ij}	Verschiebung			Orientierung $\theta_n \angle \theta_{n+1}$
			\mathbf{x}_{ij}	\mathbf{y}_{ij}	\mathbf{z}_{ij}	
1	θ_1					
2	θ_2	\mathbf{p}_{12}	x_{12}	0	z_{12}	90°
3	θ_3	\mathbf{p}_{23}	x_{23}	0	z_{23}	0°
4	θ_4	\mathbf{p}_{34}	x_{34}	0	0	90°
5	θ_5	\mathbf{p}_{45}	x_{45}	0	0	90°
6	θ_6	\mathbf{p}_{5MI}	x_{5MI}	0	0	90°

Tabelle 6.1: Parameter der nominalen Koordinatentransformation

6.2.2 Implementierung thermischer Parameter bei nominaler Modellierung

In der oben dargestellten konventionellen Transformation für Industrieroboter können thermische Parameter in begrenztem Umfang abgebildet werden. Innerhalb der Positionsvektoren (Gleichung [6.8]) können beispielsweise thermisch bedingte Längenänderungen (Δx_{ij}^{th} , Δy_{ij}^{th} und Δz_{ij}^{th}) dargestellt werden, die eine rein translatorische Verformung der Achsverbindungselemente repräsentieren:

$$\mathbf{p}_{ij}^{th} = ((x_{ij} + \Delta x_{ij}^{th}), (y_{ij} + \Delta y_{ij}^{th}), (z_{ij} + \Delta z_{ij}^{th}))^T \quad \text{Positionsvektor mit } i = 1, 2, 3, 4, 5$$

$$\text{und } j = 2, 3, 4, 5, MI$$

Auf die gleiche Weise lassen sich thermisch bedingte Winkeländerungen ($\Delta\gamma_i^{th}$, $\Delta\phi_i^{th}$ und $\Delta\psi_i^{th}$) der einzelnen Bewegungsachsen in den Drehmatrizen \mathbf{D} berücksichtigen.

Rotation um die z-Achse mit dem Winkel γ_i und der thermischen Winkelabweichung $\Delta\gamma_i^{th}$:

$$\mathbf{D}_z(\gamma_i, \Delta\gamma_i^{th}) = \begin{bmatrix} (\cos \gamma_i \cdot \cos \Delta\gamma_i^{th} - \sin \gamma_i \cdot \sin \Delta\gamma_i^{th}) & -(\cos \gamma_i \cdot \sin \Delta\gamma_i^{th} + \sin \gamma_i \cdot \cos \Delta\gamma_i^{th}) & 0 \\ (\sin \gamma_i \cdot \cos \Delta\gamma_i^{th} + \cos \gamma_i \cdot \sin \Delta\gamma_i^{th}) & -(\sin \gamma_i \cdot \sin \Delta\gamma_i^{th} - \cos \gamma_i \cdot \cos \Delta\gamma_i^{th}) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Rotation um die y-Achse mit dem Winkel ϕ_i und der thermischen Winkelabweichung $\Delta\phi_i^{th}$:

$$\mathbf{D}_y(\phi_i, \Delta\phi_i^{th}) = \begin{bmatrix} (\cos \phi_i \cdot \cos \Delta\phi_i^{th} - \sin \phi_i \cdot \sin \Delta\phi_i^{th}) & 0 & (\cos \phi_i \cdot \sin \Delta\phi_i^{th} - \sin \phi_i \cdot \cos \Delta\phi_i^{th}) \\ 0 & 1 & 0 \\ -(\sin \phi_i \cdot \cos \Delta\phi_i^{th} + \cos \phi_i \cdot \sin \Delta\phi_i^{th}) & 0 & -(\sin \phi_i \cdot \sin \Delta\phi_i^{th} - \cos \phi_i \cdot \cos \Delta\phi_i^{th}) \end{bmatrix}$$

Rotation um die x-Achse mit dem Winkel ψ_i und der thermischen Winkelabweichung $\Delta\psi_i^{th}$:

$$\mathbf{D}_x(\psi_i, \Delta\psi_i^{th}) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & (\cos \psi_i \cdot \cos \Delta\psi_i^{th} - \sin \psi_i \cdot \sin \Delta\psi_i^{th}) & -(\cos \psi_i \cdot \sin \Delta\psi_i^{th} + \sin \psi_i \cdot \cos \Delta\psi_i^{th}) \\ 0 & (\sin \psi_i \cdot \cos \Delta\psi_i^{th} + \cos \psi_i \cdot \sin \Delta\psi_i^{th}) & -(\sin \psi_i \cdot \sin \Delta\psi_i^{th} - \cos \psi_i \cdot \cos \Delta\psi_i^{th}) \end{bmatrix}$$

[6.10]

Mit Implementierung der thermischen Parameter nimmt die Vorwärtstransformation bezüglich der Pose des Flanschmittelpunktes dann folgende Form an.

Position des Handgelenks (Wrist Center Point WCP):

$$\mathbf{WCP}_{pos}^{th} = \mathbf{D}_z(\theta_1, \Delta\theta_1^{th}) \cdot [\mathbf{p}_{12}^{th} + \mathbf{D}_y(\theta_2, \Delta\theta_2^{th}) \cdot \mathbf{p}_{23}^{th} + \mathbf{D}_y(\theta_3, \Delta\theta_3^{th}) \cdot (\mathbf{p}_{34}^{th} + \mathbf{p}_{45}^{th})]$$

Position des Flanschmittelpunktes (Mounting Interface MI):

$$\mathbf{MI}_{pos}^{th} = \mathbf{WCP}_{pos}^{th} + \mathbf{D}_z(\theta_1, \Delta\theta_1^{th}) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_3, \Delta\theta_3^{th}) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_4, \Delta\theta_4^{th}) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_5, \Delta\theta_5^{th}) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_6, \Delta\theta_6^{th}) \cdot \mathbf{p}_{5MI}^{th} \quad [6.11]$$

Orientierung des Koordinatensystems im Flanschmittelpunkt:

$$\mathbf{MI}_{ori}^{th} = \mathbf{D}_z(\theta_1, \Delta\theta_1^{th}) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_3, \Delta\theta_3^{th}) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_4, \Delta\theta_4^{th}) \cdot \mathbf{D}_y(\theta_5, \Delta\theta_5^{th}) \cdot \mathbf{D}_x(\theta_6, \Delta\theta_6^{th})$$

Für die in Bild 6.9 dargestellte Roboterstruktur ergeben sich die in Tabelle 6.2 aufgeführten Erweiterungen der nominalen Transformation durch die in den

Versuchsreihen 2 und 3 meßtechnisch zu bestimmenden thermischen Parametern.

Gelenk (Achse)	Winkel θ_n (Stellwert)	Vektor \mathbf{p}_{ij}	Verschiebung			Winkel $\Delta\theta_n^{th}$
			x_{ij}	y_{ij}	z_{ij}	
1	θ_1					$\Delta\theta_1^{th}$
2	θ_2	\mathbf{p}_{12}^{th}	$x_{12} + \Delta x_{12}^{th}$	$0 + \Delta y_{12}^{th}$	$z_{12} + \Delta z_{12}^{th}$	$\Delta\theta_2^{th}$
3	θ_3	\mathbf{p}_{23}^{th}	$0 + \Delta x_{23}^{th}$	$0 + \Delta y_{23}^{th}$	$z_{23} + \Delta z_{23}^{th}$	$\Delta\theta_3^{th}$
4	θ_4	\mathbf{p}_{34}^{th}	$x_{34} + \Delta x_{34}^{th}$	$0 + \Delta y_{34}^{th}$	$0 + \Delta z_{34}^{th}$	$\Delta\theta_4^{th}$
5	θ_5	\mathbf{p}_{45}^{th}	$x_{45} + \Delta x_{45}^{th}$	$0 + \Delta y_{45}^{th}$	$0 + \Delta z_{45}^{th}$	$\Delta\theta_5^{th}$
6	θ_6	\mathbf{p}_{5MI}^{th}	$0 + \Delta x_{5MI}^{th}$	$0 + \Delta y_{5MI}^{th}$	$z_{5MI} + \Delta z_{5MI}^{th}$	$\Delta\theta_6^{th}$

Tabelle 6.2: Parameter der nominalen Koordinatentransformation erweitert durch thermische Parameter

Nicht modelliert werden können bei dieser Art der Transformation temperaturabhängige Biegungen oder Torsionen der Achsverbindungselemente, die eine Orientierungsänderung der Gelenkachsen zueinander, abhängig vom thermischen Zustand des Roboters, zur Folge haben. Das heißt, thermische Fehlermodelle, die auf der nominalen Modellierung basieren, sind lediglich für Industrieroboter geeignet, die durch eine rein translatorische Längenänderung der Achsverbindungselemente und eine thermisch bedingte Winkelabweichung in den Bewegungsachsen gekennzeichnet sind.

6.2.3 Vollständige Implementierung thermischer Parameter durch homogene Transformationen

Wie in den vorangegangenen Untersuchungen (\Rightarrow Abschnitt 5) nachgewiesen werden konnte, treten an Roboterstrukturen in der Regel auch thermische Biegungen an den Achsverbindungselementen auf, die zu einer räumlichen Verkippung der Drehgelenke und Bewegungsachsen führen. Zur mathematischen Abbildung dieser Verformungseffekte ist eine höherdimensionale Beschreibungsform der Koordinatensysteme der Bewegungsachsen erforderlich. In den letzten Jahren hat sich die vierparametrische Beschreibungsform mit homogenen Matrizen in der Robotik etabliert. Im Rahmen zahlreicher, aktueller Forschungs- und Entwicklungsarbeiten wird diese Art der Transformation zudem zur Optimierung der stationären Genauigkeitskenngrößen verwendet.

Aus diesem Grund wird die Erstellung thermischer Fehlermodelle an dieser Stelle ebenfalls auf Basis der homogenen Transformation entwickelt.

Durch vierdimensionale homogene Koordinaten (z.B. FISCHER 1970) können Transformationen zwischen beliebig lokalisierten Koordinatensystemen mit Hilfe von 4x4-Matrizen beschrieben werden. Diese homogenen Matrizen sind aus einem 3x3-Rotationsanteil $[r_{ij}]$ und einem 3x1-Translationsanteil $(p_x, p_y, p_z)^T$ zusammengesetzt:

$$\text{Homogene Matrix} \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} & p_x \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} & p_y \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad [6.12]$$

Auf Basis dieser Matrix lassen sich die Transformationsmatrizen für die Translation sowie die Rotationen um die Raumachsen definieren zu:

Translation a in x-Richtung, b in y-Richtung und c in z-Richtung: Rotation um die x-Achse mit dem Winkel ψ :

$$\text{Trans}(a,b,c) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & a \\ 0 & 1 & 0 & b \\ 0 & 0 & 1 & c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{Rot}(x,\psi) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\psi & -\sin\psi & 0 \\ 0 & \sin\psi & \cos\psi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad [6.13]$$

Rotation um die y-Achse mit dem Winkel ϕ : Rotation um die z-Achse mit dem Winkel γ :

$$\text{Rot}(y,\phi) = \begin{bmatrix} \cos\phi & 0 & \sin\phi & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin\phi & 0 & \cos\phi & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{Rot}(z,\gamma) = \begin{bmatrix} \cos\gamma & -\sin\gamma & 0 & 0 \\ \sin\gamma & \cos\gamma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Durch Multiplikation mehrerer Matrizen wird die Transformationsmatrix für eine kinematische Kette aus mehreren Bewegungsachsen bestimmt. Um die Bildung der inversen Transformation zu erleichtern, werden die 12 relevanten Einträge der vier Spalten der Matrix T als Vektoren des dreidimensionalen Raums \mathcal{R}^3 aufgefaßt und mit \mathbf{n} , \mathbf{o} , \mathbf{a} und \mathbf{p} bezeichnet:

$$[6.14] \quad \mathbf{T} = \begin{bmatrix} n_x & o_x & a_x & p_x \\ n_y & o_y & a_y & p_y \\ n_z & o_z & a_z & p_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Die inverse Transformation \mathbf{T}^{-1} lautet dann:

$$[6.15] \quad \mathbf{T}^{-1} = \begin{bmatrix} n_x & n_y & n_z & -(\mathbf{p} \cdot \mathbf{n}) \\ o_x & o_y & o_z & -(\mathbf{p} \cdot \mathbf{o}) \\ a_x & a_y & a_z & -(\mathbf{p} \cdot \mathbf{a}) \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Die letzte Spalte der Matrix \mathbf{T}^{-1} [6.15] stellt das Skalarprodukt der Vektoren \mathbf{n} , \mathbf{o} , \mathbf{a} und \mathbf{p} dar. Diese vier Vektoren können zur Definition von Position und Orientierung des Koordinatensystem des Flanschmittelpunktes der Roboterhand verwendet werden:

- die Vektoren \mathbf{n} , \mathbf{o} und \mathbf{a} stellen die Richtungsvektoren der x-, y- und z-Achse des Flanschkoordinatensystems (MI) dar,
- der Vektor \mathbf{p} die Position des Flanschmittelpunktes relativ zum Basiskoordinatensystem (BKS) des Roboters.

Zur Beschreibung von Position und Orientierung einer Bewegungsachse relativ zum vorhergehenden Gelenk werden für jede Bewegungsachse vier Parameter eingeführt (Bild 6.10).

Die Koordinatensysteme sind so ausgerichtet, daß die z-Achse mit der Rotationsachse der betrachteten Bewegungsachse zusammenfällt. Der Ursprung des Koordinatensystems ist damit noch nicht festgelegt. Dazu wird eine Gerade definiert, die sowohl auf der z_{n-1} -Achse als auch auf der z_n -Achse senkrecht steht. Der Schnittpunkt dieser Geraden mit der z_n -Achse ist der gesuchte Koordinatenursprung, ihr Richtungsvektor bestimmt die Ausrichtung der positiven x_n -Achse des neuen Koordinatensystems. Damit ist auch die positive Richtung der z_n -Achse und die mathematisch positive Drehrichtung der Bewegungsachse festgelegt.

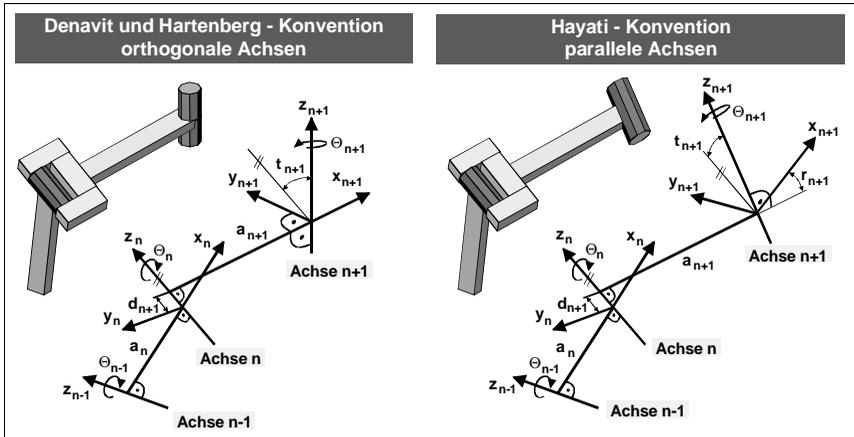


Bild 6.10: Definition der Parameter für die homogene Transformation zwischen den Koordinatensystemen zweier Bewegungsachsen

Die Gestaltung der Transformation zwischen zwei aufeinanderfolgenden Bewegungsachsen (Ausgangskordinatensystem $A_{KS,n-1}$ und Zielkoordinatensystem $Z_{KS,n}$) ist dabei noch abhängig, ob die Achsen orthogonal (\perp) oder parallel (\parallel) zueinander angeordnet sind. Die Unterscheidung zwischen Orthogonalität oder Parallelität bezieht sich auf die jeweilige z-Achsen-Ausrichtung des Koordinatensystems der Bewegungsachsen. Bei orthogonalen Achsen ist die Transformation nach der DH-Konvention (DENAVIT UND HARTENBERG 1955) vorzunehmen, bei parallelen Achsen nach der Hayati-Konvention (HAYATI UND MIRMIRANI 1985):

$$\begin{aligned}
 A_{KS,n-1} \perp Z_{KS,n} &: \text{Rot}(z_{n-1}, \Theta_n), \text{Trans}(z_{n-1}, d_n), \text{Trans}(x_n, a_n), \text{Rot}(x_n, t_n) \\
 A_{KS,n-1} \parallel Z_{KS,n} &: \text{Rot}(z_{n-1}, \Theta_n), \text{Trans}(x_n, a_n), \text{Rot}(x_n, t_n), \text{Rot}(y_n, r_n)
 \end{aligned} \quad [6.16]$$

Das Koordinatensystem der **Bewegungsachse n, orthogonal zur Bewegungsachse n-1** ist damit wie folgt festgelegt:

- Drehung um die z_{n-1} -Achse mit dem Winkel Θ_n ,
- Verschiebung um d_n entlang der z_{n-1} -Achse,
- Verschiebung um a_n entlang der x_n -Achse,
- Drehung um die x_n -Achse mit dem Winkel t_n .

Das Koordinatensystem der **Bewegungsachse n, parallel zur Bewegungsachse n-1** ist damit folgendermaßen bestimmt:

- Drehung um die z_{n-1} -Achse mit dem Winkel Θ_n ,
- Verschiebung um a_n entlang der x_n -Achse,
- Drehung um die x_n -Achse mit dem Winkel t_n ,
- Drehung um die y_n -Achse mit dem Winkel r_n .

Die hierbei getroffene Unterscheidung zwischen „orthogonal“ und „parallel“ wird an einem Grenzwert, bezüglich des Winkels unter dem die beiden Bewegungsachsen räumlich zueinander angeordnet sind, gekoppelt. Für alle möglichen relativen Orientierungen der Bewegungsachsen ist somit eine Berechnungsvorschrift gültig. HAYATI UND MIRMIRANI (1985) empfehlen nach Abschluß seiner Untersuchungen zur Modellstetigkeit einen Schwellwert von 10°. Das heißt, bis 10° Abweichung von der Parallelität ist die Hayati-Konvention anzuwenden, für Winkelwerte größer 10° die DH-Konvention.

Mit diesen Definitionen und den Matrizen [6.13] kann die Transformation A_n gebildet werden, die die Position und Orientierung des Koordinatensystems der Bewegungsachse n relativ zum Koordinatensystem der Achse n-1 ausdrückt:

DH-Konvention (Achse $n \perp$ Achse $n-1$):

$$A_n = Rot(z_{n-1}, \Theta_n) \cdot Trans(0,0,d_n) \cdot Trans(a_n,0,0) \cdot Rot(x_n,t_n)$$

[6.17]

Hayati-Konvention (Achse $n \parallel$ Achse $n-1$):

$$A_n = Rot(z_{n-1}, \Theta_n) \cdot Trans(0,0,d_n) \cdot Rot(x_n,t_n) \cdot Rot(y_n,r_n)$$

Für eine Bewegungsachse a_n orthogonal zu a_{n-1} läßt sich nach der DH-Konvention die Transformation A_n wie folgt schreiben:

$$[6.18] \quad A_n = \begin{bmatrix} \cos \Theta_n & -\sin \Theta_n & \sin \Theta_n & a_n \cdot \cos \Theta_n \\ \sin \Theta_n & \cos \Theta_n \cdot \cos t_n & -\cos \Theta_n \cdot \cos \Theta_n & a_n \cdot \sin \Theta_n \\ 0 & \cos \Theta_n & \cos t_n & d_n \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Für zueinander parallele Bewegungsachsen a_n und a_{n-1} lautet die Transformation A_n entsprechend der Hayati-Konvention folgendermaßen (in Gleichung [6.19] gilt $\cos = c$, $\sin = s$):

$$\mathbf{A}_n = \begin{bmatrix} c\theta_n \cdot cr_n - s\theta_n \cdot st_n \cdot sr_n & -s\theta_n \cdot ct_n & c\theta_n \cdot sr_n + s\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n & c\theta_n \cdot (a_n + sr_n) + s\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n \\ s\theta_n \cdot cr_n + c\theta_n \cdot st_n \cdot sr_n & c\theta_n \cdot ct_n & s\theta_n \cdot sr_n - cs\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n & s\theta_n \cdot (a_n + sr_n) - c\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n \\ -ct_n \cdot sr_n & st_n & ct_n \cdot cr_n & ct_n \cdot cr_n \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad [6.19]$$

Bei einem 6-Achsen Vertikalknickarmroboter wird für jede Bewegungsachse eine Transformation \mathbf{A}_n mit $n = 6$ gebildet, um Position und Orientierung des Koordinatensystems im Flanschmittelpunkt zu bestimmen. Der dort angebrachte Greifer (Endeffektor) wird durch die Transformation \mathbf{G} dargestellt. Die gesamte Transformation über alle sechs Bewegungsachsen bis zum Endeffektor lautet somit:

$$\mathbf{T} = \mathbf{A}_1 \cdot \mathbf{A}_2 \cdot \mathbf{A}_3 \cdot \mathbf{A}_4 \cdot \mathbf{A}_5 \cdot \mathbf{A}_6 \cdot \mathbf{G} \quad [6.20]$$

Das Koordinatensystem des Greifers (TCP) kann bezüglich des Koordinatensystems der letzten Bewegungsachse eine beliebige Lage im Raum einnehmen. Daher sind zur Beschreibung der Transformation von \mathbf{G} sechs Parameter erforderlich. Die Gelenkbewegung der letzten Bewegungsachse muß in die Transformation mit eingebunden werden. Die Modellierung der Matrix \mathbf{G} umfaßt somit insgesamt sieben Parameter. Hierbei ist wiederum zwischen orthogonaler (\perp) bzw. paralleler (\parallel) Lage der z-Achsen der beiden Koordinatensysteme zu unterscheiden:

$\mathbf{A}_6 \perp$ z-Achse des TCP:

$$\mathbf{G} = \text{Rot}(z_6, \theta_6) \cdot \text{Trans}(x_{TCP}, 0, 0) \cdot \text{Trans}(0, y_{TCP}, 0) \cdot \text{Trans}(0, 0, z_{TCP}) \cdot \text{Rot}(z_{TCP}, \gamma) \cdot \text{Rot}(y_{TCP}, \phi) \cdot \text{Rot}(z_{TCP}, \gamma)$$

$\mathbf{A}_6 \parallel$ z-Achse des TCP: [6.21]

$$\mathbf{G} = \text{Rot}(z_6, \theta_6) \cdot \text{Trans}(x_{TCP}, 0, 0) \cdot \text{Trans}(0, y_{TCP}, 0) \cdot \text{Trans}(0, 0, z_{TCP}) \cdot \text{Rot}(z_{TCP}, \gamma) \cdot \text{Rot}(y_{TCP}, \phi) \cdot \text{Rot}(x_{TCP}, \psi)$$

Mit der in Gleichung [6.15] eingeführten Schreibweise für die Transformation \mathbf{T} kann aus Gleichung [6.20] die Position und Orientierung des TCP bezüglich des Basiskoordinatensystem berechnet werden:

Position des TCP:

$$\mathbf{p}_{TCP} = (p_x, p_y, p_z)$$

Orientierung des Greifers:

Winkel γ (um die z-Achse): $\gamma = \arctan \frac{-n_z}{n_x}$

[6.22] Winkel ϕ (um die y-Achse): $\phi = \arctan \frac{-n_z}{n_x \cdot \cos \gamma + n_y \cdot \sin \gamma}$

Winkel ψ (um die x-Achse): $\psi = \arctan \frac{a_x \cdot \sin \gamma - a_y \cdot \cos \gamma}{o_y \cdot \cos \gamma - o_x \cdot \sin \gamma}$

Ausgehend vom Basiskoordinatensystem (Koordinatensystem der ersten Achse) des in Bild 6.9 dargestellten Industrieroboters ergeben sich für die Transformationsmatrizen [6.18] und [6.19] der einzelnen Bewegungsachsen die in Tabelle 6.3 aufgeführten Parameter. Die Bewegungsachsen zwei und drei sind parallel zueinander angeordnet und daher mit der Hayati-Konvention zu beschreiben. Alle anderen Bewegungsachsen folgen orthogonal aufeinander und können folglich mit der DH-Konvention beschrieben werden (vgl. [6.17]).

Die thermisch bedingte Verformungscharakteristik der kinematischen Roboterstruktur wird mit Hilfe der thermischen Verformungsparameter Δd_{ij}^{th} , Δa_{ij}^{th} , Δr_n^{th} und Δt_n^{th} sowie der thermisch bedingten Winkelabweichungsfunktionen der Bewegungsachsen $\Delta \theta_n^{th}$ im thermischen Fehlermodell beschrieben.

Die Parameter Δd_{ij} , Δa_{ij} , Δr_n und Δt_n können zur exakten Beschreibung der geometrischen Form der einzelnen Achsverbindungselemente, bei definierter Umgebungstemperatur bestimmt und in den Konfigurationsdaten der Robotersteuerung gespeichert werden. Damit werden die fertigungs- und montagebedingten Abweichungen von der durch x_{ij} und z_{ij} sowie der Parallelität (0°) bzw. Orthogonalität (90°) beschriebenen Idealgeometrie der kinematischen Kette berücksichtigt (Tabelle 6.3). Durch eine gesondert durchzuführende Identifikation dieser Parameter kann zusätzlich die stationäre Genauigkeit des Roboters entsprechend verbessert werden.

Gelenk Achse	Winkel θ_n Stellwert	Verschiebung		KS-Orientierung		Winkel $\Delta\theta_n^{th}$
		d_{ij}	a_{ij}	t_n^{th} (x-Achse)	r_n^{th} (y-Achse)	
1	θ_1					$\Delta\theta_1^{th}$
2	θ_2	$z_{12} + \Delta d_{12} + \Delta d_{12}^{th}$	$x_{12} + \Delta a_{12} + \Delta a_{12}^{th}$	$90^\circ + \Delta t_2 + \Delta t_2^{th}$		$\Delta\theta_2^{th}$
3	θ_3	$z_{23} + \Delta d_{23} + \Delta d_{23}^{th}$	$\Delta a_{23} + \Delta a_{23}^{th}$	$0^\circ + \Delta t_3 + \Delta t_3^{th}$	$0^\circ + \Delta r_3 + \Delta r_3^{th}$	$\Delta\theta_3^{th}$
4	θ_4	$\Delta d_{34} + \Delta d_{34}^{th}$	$x_{34} + \Delta a_{34} + \Delta a_{34}^{th}$	$90^\circ + \Delta t_4 + \Delta t_4^{th}$		$\Delta\theta_4^{th}$
5	θ_5	$\Delta d_{45} + \Delta d_{45}^{th}$	$x_{45} + \Delta a_{45} + \Delta a_{45}^{th}$	$90^\circ + \Delta t_5 + \Delta t_5^{th}$		$\Delta\theta_5^{th}$
6	θ_6	$z_{5MI} + \Delta d_{5MI} + \Delta d_{5MI}^{th}$	$\Delta a_{5MI} + \Delta a_{5MI}^{th}$	$90^\circ + \Delta t_6 + \Delta t_6^{th}$		$\Delta\theta_6^{th}$
Greifer G		Je nach Greifergeometrie und der daraus resultierenden thermisch bedingten Verformung muß Transformation G [6.21] erweitert werden (siehe [6.25]).				

Tabelle 6.3: Parameter der homogenen Koordinatentransformation

Aus den Gleichungen [6.18] und [6.19] sowie unter Berücksichtigung der in Tabelle 6.3 aufgeführten thermischen Parameter, können die temperaturabhängigen Transformationen \mathbf{A}_n^{th} der ersten bis sechsten Bewegungsachse wie folgt definiert werden. Für alle orthogonal angeordneten Achsen (hier Achse 1 und 2 sowie die Achsen 4, 5 und 6) gilt, mit $\cos = c$ sowie $\sin = s$:

$$\mathbf{A}_n^{th} = \begin{bmatrix} c(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) & -s(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) & s(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) & (x_{ij} + \Delta a_{ij}^{th}) \cdot c(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) \\ s(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) & c(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) \cdot c\Delta t_n^{th} & -c(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) \cdot c(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) & (x_{ij} + \Delta a_{ij}^{th}) \cdot s(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) \\ 0 & c(\theta_n + \Delta\theta_n^{th}) & c\Delta t_n^{th} & z_{ij} + \Delta d_{ij}^{th} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad [6.23]$$

Für die dritte Bewegungsachse, die parallel zur zweiten Achse angeordnet ist, folgt entsprechend, mit $\cos = c$ sowie $\sin = s$:

$$\mathbf{A}_n^{th} = \begin{bmatrix} c\theta_n \cdot cr_n - s\theta_n \cdot st_n \cdot sr_n & -s\theta_n \cdot ct_n & c\theta_n \cdot sr_n + s\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n & c\theta_n \cdot (a_n + sr_n) + s\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n \\ s\theta_n \cdot cr_n + c\theta_n \cdot st_n \cdot sr_n & c\theta_n \cdot ct_n & s\theta_n \cdot sr_n - cs\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n & s\theta_n \cdot (a_n + sr_n) - c\theta_n \cdot st_n \cdot cr_n \\ -ct_n \cdot sr_n & st_n & ct_n \cdot cr_n & ct_n \cdot cr_n \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

mit den Komponenten:

$$\text{Thermisch bedingte Winkelabweichung:} \quad \theta_n = \theta_3 + \Delta\theta_3^{th} \quad [6.24]$$

$$\text{Thermische bedingte Schiefstellung der Achse:} \quad r_n = \Delta r_3^{th} \text{ (um die } y_n \text{ - Achse)}$$

$$t_n = \Delta t_3^{th} \text{ (um die } x_n \text{ - Achse)}$$

$$\text{Thermische bedingte Translation der Achse:} \quad a_n = x_{23} + \Delta a_3^{th}$$

Der thermisch bedingten Verformung des Greifers (Δx_{TCP}^{th} , Δy_{TCP}^{th} , Δz_{TCP}^{th} , $\Delta \gamma^{th}$, $\Delta \phi^{th}$, $\Delta \psi^{th}$) und der thermisch bedingten Winkelabweichung der sechsten Bewegungsachse ($\Delta \theta_6^{th}$) wird in der erweiterten Transformation \mathbf{G}^{th} Rechnung getragen:

$\mathbf{A}_6 \perp$ z-Achse des TCP:

$$\mathbf{G}^{th} = \text{Rot}(z_6, \theta_6 + \Delta \theta_6^{th}) \cdot \text{Trans}(x_{TCP} + \Delta x_{TCP}^{th}, 0, 0) \cdot \text{Trans}(0, y_{TCP} + \Delta y_{TCP}^{th}, 0) \cdot \\ \text{Trans}(0, 0, z_{TCP} + \Delta z_{TCP}^{th}) \cdot \text{Rot}(z_{TCP}, \gamma + \Delta \gamma^{th}) \cdot \text{Rot}(y_{TCP}, \phi + \Delta \phi^{th}) \cdot \\ \text{Rot}(x_{TCP}, \gamma + \Delta \gamma^{th})$$

[6.25]

$\mathbf{A}_6 \parallel$ z-Achse des TCP:

$$\mathbf{G}^{th} = \text{Rot}(z_6, \theta_6 + \Delta \theta_6^{th}) \cdot \text{Trans}(x_{TCP} + \Delta x_{TCP}^{th}, 0, 0) \cdot \text{Trans}(0, y_{TCP} + \Delta y_{TCP}^{th}, 0) \cdot \\ \text{Trans}(0, 0, z_{TCP} + \Delta z_{TCP}^{th}) \cdot \text{Rot}(z_{TCP}, \gamma + \Delta \gamma^{th}) \cdot \text{Rot}(y_{TCP}, \phi + \Delta \phi^{th}) \cdot \\ \text{Rot}(x_{TCP}, \psi + \Delta \psi^{th})$$

Entsprechend der Gleichung [6.20] ergibt sich die Transformation \mathbf{T}^{th} vom Basiskoordinatensystem bis zum Werkzeugarbeitspunkt (TCP) unter Berücksichtigung der thermischen Parameter \mathbf{p}^{th} zu:

[6.26]
$$\mathbf{T}^{th} = \mathbf{A}_1^{th} \cdot \mathbf{A}_2^{th} \cdot \mathbf{A}_3^{th} \cdot \mathbf{A}_4^{th} \cdot \mathbf{A}_5^{th} \cdot \mathbf{A}_6^{th} \cdot \mathbf{G}^{th}$$

6.3 Identifikation der thermischen Parameter im Betrieb

Aufgrund der geometrisch-kinematischen Zusammenhänge haben thermische Fehlermodelle insbesondere dann, wenn Winkelfehler der Bewegungsachsen zu berücksichtigen sind, eine nicht-lineare, komplexe Beschreibung der auftretenden Effekte zur Folge. Die Identifikation der thermischen Parameter kann daher nur mit Hilfe numerischer Verfahren erfolgen. Aufgrund nicht identifizierter oder stochastischer Fehlereinflüsse ist es erforderlich, fehlerausgleichende Verfahren und damit mehr als die minimal erforderliche Anzahl von Meßdaten zur Identifikation der Parameter zu verwenden. So kann die Bestimmung der thermischen Parameter durch einen Vergleich der berechneten und gemessenen Ausgangsgrößen erfolgen.

Die formale Beschreibung der Identifikationsaufgabe lautet somit wie folgt:

- g Anzahl der Bewegungsachsen
- n Dimension des Parametersatzes \mathbf{p}^{th}

$\mathbf{p}^{th} \in \mathfrak{R}^n$	Parametersatz des thermischen Fehlermodells
$a_i \in \mathfrak{R}^g, i=1, \dots, k$	k Achsstellungen a , die in das Identifikationsverfahren eingehen, gegeben durch die Soll-Stellwerte der Bewegungsachsen
$\mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, a)$	nicht-lineare Funktion, die mit Hilfe des thermischen Fehlermodells die Abweichungen der TCP-Positionen beschreibt
$\mathbf{M}^{th}(a)$	die in der Achskonfiguration a , gemessene Temperaturdrift am TCP

Zur Ermittlung der Temperaturdrift an den Kalibrierpunkten sollen lediglich Positionsmessungen durchgeführt werden. Dadurch wird zur Kalibrierung nicht die vollständige, homogene Transformation des thermischen Fehlermodells benötigt, sondern lediglich der Positionsanteil $\mathbf{P}_{\mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, a)}$.

Die TCP-Position wird durch die letzte Spalte dieser Matrix beschrieben (\Rightarrow *Abschnitt 6.4, Gleichung [6.14]*). Das instationäre Positionierverhalten, die Temperaturdrift in allen k Roboterpositionen:

$$\mathbf{a} = (a_1, \dots, a_k)^T \in \mathfrak{R}^{kg} \quad [6.27]$$

wird zusammengefaßt in der Funktion:

$$\mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a}) = (\mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, a_1), \dots, \mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, a_k))^T \in \mathfrak{R}^{3k} \quad [6.28]$$

Die Positionsmessungen an den Kalibrierpunkten werden zum Vektor $\mathbf{M}^{th}(\mathbf{a})$ zusammengefaßt:

$$\mathbf{M}^{th}(\mathbf{a}) = (\mathbf{M}^{th}(a_1), \dots, \mathbf{M}^{th}(a_k))^T \in \mathfrak{R}^{3k} \quad [6.29]$$

Die Optimierungsaufgabe besteht darin, eine Lösung \mathbf{p}^{th} des nicht-linearen Gleichungssystems:

$$\mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a}) = \mathbf{M}^{th}(\mathbf{a}) \quad [6.30]$$

zu bestimmen.

6.3.1 Aufstellung der Zielfunktion

Es besteht die Möglichkeit, mit Hilfe der Formulierung einer geeigneten Zielfunktion, die Abweichungen der aktuell gemessenen Temperaturdrift an den Kalibrierpositionen \mathbf{M}^{th} und die mittels des thermischen Fehlermodells berechneten TCP-Abweichungen \mathbf{T}^{th} zu bewerten. Ziel ist es dabei, einen Parameter-

satz \mathbf{p}^{th} zu finden, so daß die jeweils berechnete TCP-Abweichung möglichst gut mit den gemessenen Werten der tatsächlichen Temperaturdrift übereinstimmt.

Zur numerischen Lösung dieser Aufgabe muß eine nach oben oder unten beschränkte Zielfunktion F erstellt werden (HOFER UND LUNDERSTÄDT 1975):

$$[6.31] \quad F(\mathbf{M}^{th}(\mathbf{a}) - \mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a})) = \min_{\mathbf{p}^{th} \in \mathbb{R}^{3n}} \{F(\mathbf{M}^{th}(\mathbf{a}) - \mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a}))\}$$

Wählt man für F das Quadrat der euklidischen Norm, so erhält man ein nicht-lineares Ausgleichsproblem, dessen Lösung diejenigen Parameter \mathbf{p}^{th} beinhaltet, bei denen die Quadratsumme der Differenzen zwischen gemessenen Temperaturdriften $\mathbf{M}^{th}(\mathbf{a}_i)$ und mittels thermischem Fehlermodell berechneten TCP-Abweichungen $\mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a}_i)$ in allen k Achskonfigurationen \mathbf{a}_i minimal wird. Die gesuchte Zielfunktion läßt sich mit der nachfolgend aufgestellten Gleichung definieren:

$$[6.32] \quad F(x) = \|x\|^2 = \sum_{i=1}^k x_i^2 \text{ mit } x = \mathbf{M}^{th}(\mathbf{a}) - \mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a})$$

k : Anzahl Achskonfigurationen

6.3.2 Optimierungsverfahren zur Lösung der Zielfunktion

Verfahren zur Lösung nicht-linearer Probleme gemäß der aufgestellten Zielfunktion [6.35] sind Iterationsverfahren, die mit festgelegten Startwerten für die zu bestimmenden Parameter beginnen müssen. Als Startwerte \mathbf{p}^{th}_0 für die Parameter \mathbf{p}^{th} des thermischen Fehlermodells müssen, in Abhängigkeit des Betriebszustandes, verschiedene Werte eingesetzt werden.

Vor der Inbetriebnahme des Robotersystems ist ein Nullniveau bezüglich des thermisch unverformten Zustandes bei Raumtemperatur (z.B. bei 20°C) zu definieren. Dabei werden die Startwerte für den Parametersatz \mathbf{p}^{th}_0 aus den Sollwerten der Konstruktionsdaten gebildet. Für alle hierin nicht spezifizierten Parameter, wie beispielsweise die thermisch bedingte Winkelabweichung $\Delta\theta^{th}_i$ der Bewegungsachsen, wird der Startwert zu Null gesetzt.

Während des Betriebs werden für die Iteration des q-ten Kalibrierzyklusses die Startwerte \mathbf{p}^{th}_0 mit den berechneten Parameterwerten des (q-1)-ten Kalibrierzyklusses belegt, es gilt dann $\mathbf{p}^{th}_{0,q} = \mathbf{p}^{th}_{q-1}$.

Notwendige Bedingung für die Minimierung der Zielfunktion $F(x)$ mit dem Parametersatz \mathbf{p}^{th} ist, daß der Gradient G von F als Funktion von \mathbf{p}^{th} für die

Werte \mathbf{p}^{th} zu Null wird. Mit Halbierung der Zielfunktion erhält man folgende Gleichung für den Gradienten:

$$G(\mathbf{p}^{th}) = -\left(\mathbf{D}_{\mathbf{p}^{th}} \mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a})\right)^T \cdot (\mathbf{M}^{th}(\mathbf{a}) - \mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a})) = 0 \quad [6.33]$$

Der Gradient ist definiert als Richtung des steilsten Anstiegs der Zielfunktion. Somit kennzeichnet $-G(\mathbf{p}^{th})$ den steilsten Abstieg, also die Richtung in der das Minimum der Zielfunktion [6.32] zu finden ist.

Zur Lösung des nicht-linearen Gleichungssystems $G(\mathbf{p}^{th})=0$ ([6.33]) eignet sich beispielsweise das Newton-Verfahren. Dieses beruht auf der partiellen Ableitung 2. Ordnung der Modellfunktion \mathbf{T}^{th} . In Abhängigkeit der zu identifizierenden Modellparameter steigt jedoch der Aufwand zur Berechnung der 2. Ableitung bedeutend an, was den praktischen Nutzen des Verfahrens erheblich einschränkt (DENNIS UND SCHNABEL 1983).

Durch eine lokale Linearisierung der Modellfunktion \mathbf{T}^{th} mittels Entwicklung einer Taylor-Reihe entfallen die Ableitungen 2. Ordnung. Bei diesem Vorgehen ergeben sich, ausgehend von den Startwerten \mathbf{p}^{th}_0 , in jedem Iterationsschritt die Parameterdifferenzen $\Delta \mathbf{p}^{th}$ als Lösung des Ausgleichproblems. Diese Methode wird Gauß-Newton-Verfahren genannt.

Nachteil dieses Verfahrens ist, aufgrund der Linearisierung, die geringe Konvergenzgeschwindigkeit. Vielmehr kann bei stark nicht-linearen Problemen das Verfahren auch divergieren (STOER 1979, DEUFLHARD 1992). Es kann nicht stets davon ausgegangen werden, daß unter Verwendung der berechneten Parameterdifferenzen $\Delta \mathbf{p}^{th}$ eine Verkleinerung des Residuums

$$\|\mathbf{R}(\mathbf{p}^{th} + \Delta \mathbf{p}^{th})\| < \|\mathbf{R}(\mathbf{p}^{th})\| \text{ mit } \|\mathbf{R}(\mathbf{p}^{th})\| = \|\mathbf{M}(\mathbf{a}) - \mathbf{T}(\mathbf{p}^{th}, \bar{\mathbf{a}})\| \quad [6.34]$$

erzielt wird.

Zur Beseitigung dieser Probleme werden in der Literatur verschiedene Modifikationen des Gauß-Newton-Verfahrens beschrieben. Die einfachste Methode, mit der eine Konvergenz des Gauß-Newton-Verfahrens garantiert werden kann, ist das Line-Search-Verfahren. Dieses basiert auf der fortgesetzten Halbierung der Parameterdifferenz $\Delta \mathbf{p}^{th}$. Die Halbierung wird solange durchgeführt, wie sich dadurch eine Verkleinerung des Residuums (vgl. [6.34]) erreichen läßt. Die Praxistauglichkeit dieses Verfahrens konnte bei zahlreichen Roboterkalibrierungen bereits nachgewiesen werden (z.B. GOSSEL 1996).

Auf eine detaillierte Herleitung der praktischen Umsetzung des Gauß-Newton-Verfahrens mit Erweiterungen gemäß der Line-Search-Methode wird im Rah-

men dieser Arbeit bewußt verzichtet. Auf Basis der in *Abschnitt 6.2* dargestellten Möglichkeiten zur Erstellung roboterspezifischer, thermischer Fehlermodelle kann vielmehr mit am Markt verfügbaren Software-Werkzeugen (z.B. BRUCE ET AL. 1993, HÖRHAGER ET AL. 1996) eine zielführende Programmierung des jeweils vorliegenden Optimierungsproblems vorgenommen werden.

6.3.3 Kalibrierpositionen für die Kompensation im Betrieb

Der Informationsgehalt einer einzelnen Roboterstellung bezogen auf das geometrisch-kinematische Modell ist sehr gering. Nur über die Gesamtheit der zur Identifikation verwendeten Kalibrierpositionen können die aktuellen Werte der Parameter des thermischen Fehlermodells während des Betriebs hinreichend genau berechnet werden. Aus diesem Grund hat die Art und Weise wie diese Kalibrierpositionen ausgewählt werden, auch einen erheblichen Einfluß darauf, wie gut die thermischen Parameter während des Betriebs berechnet werden können. Es ist plausibel, daß dann, wenn die Kalibrierpositionen bezüglich ihrer Achskonfiguration sehr ähnlich sind, auch ihr Informationsgehalt bezüglich des tatsächlichen thermischen Verformungszustandes der Roboterstruktur sehr gering ist. Dies ist ein Problem aller Meßtechniken, die nur Positionsmessungen in einem kleinen Teil des Arbeitsraumes zulassen.

Eine weitere Gefahr bei ähnlichen Achskonfigurationen besteht darin, daß aufgrund sehr geringer Differenzen der Winkelwerte sogenannte Nulltherme bei der Lösung des Optimierungsproblems auftreten können. Diese Nulltherme stellen sehr kleine Werte dar, die aufgrund der computerimmanenten Rechengenauigkeit zu Null gesetzt werden. Dadurch fallen bei der Berechnung Therme heraus, die zur exakten Lösung der Optimierungsaufgabe notwendig wären. Dies kann das Ergebnis erheblich beeinträchtigen.

Eine allgemeingültige, exakte Quantifizierung der idealen Lage von Kalibrierpositionen ist bei der Roboterkalibrierung jedoch grundsätzlich nicht möglich. Es konnte in mehreren Untersuchungen lediglich festgestellt werden, daß die Identifizierbarkeit von Modellparametern auch von der Auswahl verschiedenartiger Roboterpositionen abhängig ist, die der Kalibrierung zu Grunde gelegt werden. Die roboterspezifisch günstigste Lage und Anzahl relevanter Kalibrierpositionen muß daher experimentell sowie simulativ bestimmt werden. Zur Generierung möglichst unterschiedlicher Achskonfigurationen wird daher ein heuristisches Vorgehen vorgeschlagen. Dieses Vorgehen basiert auf einem

diskreten Gleichverteilungskriterium und einem kontinuierlichen Verschiedenheitskriterium. Mit Hilfe eines Zufallsgenerators werden mit diesen Kriterien Positionen generiert, die möglichst gleichmäßig im nutzbaren Arbeitsraum verteilt sind und gleichzeitig wesentlich unterschiedliche Achskonfigurationen aufweisen.

Auch für die notwendige Mindestanzahl an Kalibrierpositionen, die eine erfolgreiche Identifikation der Modellparameter gewährleistet, gibt es keine allgemeingültigen Regeln. Hier liegen lediglich einige Erfahrungswerte aus verschiedenen Forschungsarbeiten (z.B. HINÜBER 1993, ALBRIGHT UND GRETHLEIN 1997) vor. Sehr gute Kalibrierergebnisse wurden z.B. für einen 6-Achsen Industrieroboter unter Verwendung von 100 verschiedenen Meßpunkten, bei 60 zu berechnenden Modellparametern, erzielt. Durch eine weitere Erhöhung der Meßpunktzahl konnte keine weitere Steigerung der Genauigkeit erreicht werden.

Im Gegensatz zu diesen Arbeiten, die eine Optimierung der stationären Genauigkeitskenngrößen vor der Inbetriebnahme des Roboters zum Ziel haben, können zur Kompensation der Temperaturdrift in der Regel weder die Lage, noch die Anzahl der Kalibrierpunkte im Arbeitsraum frei gewählt werden. Einschränkungen, wie der zur Kalibrierung während des Betriebs nutzbare Arbeitsraum sowie vorgegebene Taktzeiten bzw. Taktzeitpausen innerhalb derer die Kalibrierung durchgeführt werden muß, stellen unwiderrufliche Restriktionen in Bezug auf die Festlegung möglicher Kalibrierposen dar.

Hieraus läßt sich folgende Anforderung formulieren:

„Die Kompensation der Temperaturdrift muß an einer minimalen Anzahl von Kalibrierpunkten, die in einem kleinen Bereich des Arbeitsraumes angeordnet sind, in kürzester Zeit erfolgen.“

Aufgrund dieser Anforderung wurde die nachfolgend beschriebene Vorgehensweise entwickelt, die eine optimale Generierung der benötigten Kalibrierposen ermöglicht (Bild 6.11):

(1) Zu Beginn erfolgt anhand des Layouts der Roboterapplikation die *Definition des Arbeitsraumes zur Kalibrierung*. Grundlage hierfür sind sogenannte Reserveflächen, die im Roboterarbeitsraum nicht durch Peripheriegeräte, wie beispielsweise Fördertechnik oder Laststände, belegt sind. Der Raum über diesen Reserveflächen kann für die Kalibrierung während des Betriebs genutzt werden.

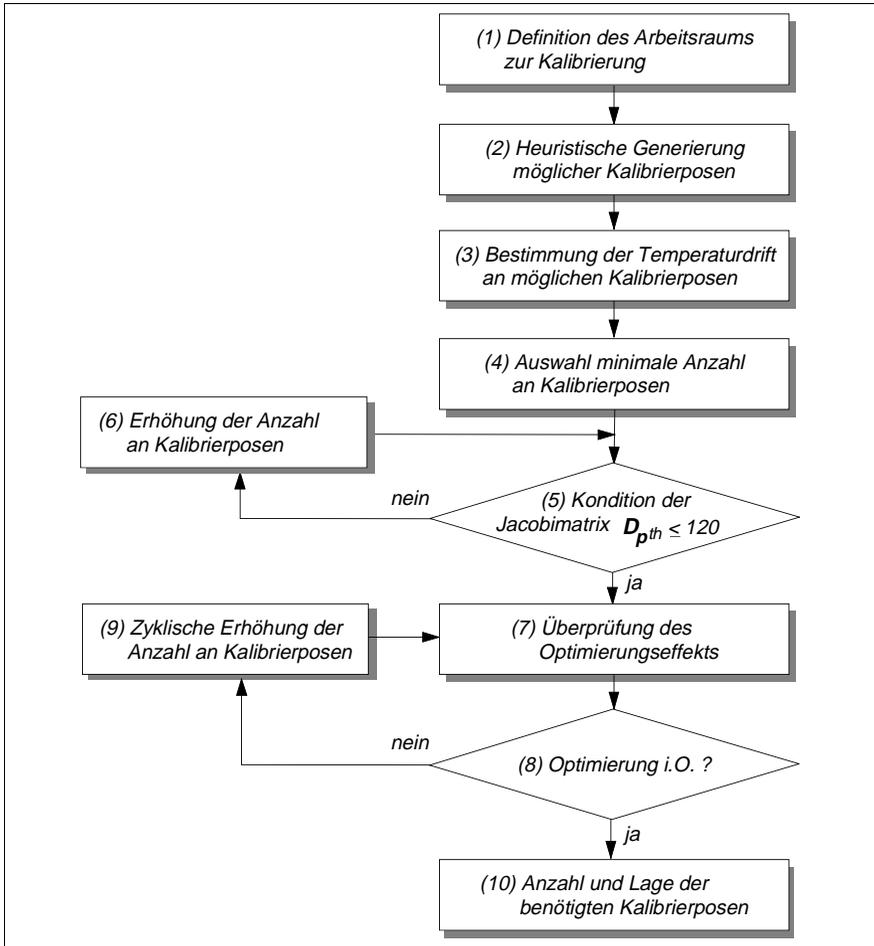


Bild 6.11: Vorgehensweise zur Generierung von Kalibrierposen

(2) In diesem definierten Arbeitsraum erfolgt anschließend eine *heuristische Generierung möglicher Kalibrierpositionen*. Ziel ist es, die Kalibrierpositionen möglichst gleichmäßig in dem zur Verfügung stehenden Arbeitsraum zu verteilen und sie so anzuordnen, daß sich ihre Achskonfigurationen deutlich unterscheiden. Die Anzahl der möglichen Kalibrierposen wird im ersten Schritt auf die doppelte Anzahl der in Vorversuchen (\Rightarrow *Abschnitt 6.1*) ermittelten, signifikanten thermischen Parameter beschränkt.

(3) Die *Bestimmung der Temperaturdrift an den möglichen Kalibrierposen* erfolgt im Dauerbetrieb, entsprechend der Versuchsreihe 2 zur Ermittlung der thermischen Parameter (\Rightarrow *Abschnitt 6.1.1*). Gemessen wird die resultierende thermisch bedingte Abweichung am TCP. Diese Abweichungswerte sind die Eingangsgrößen zur Identifikation der thermischen Parameter während des Betriebs.

(4) Aus der Menge möglicher Kalibrierposen wird eine *Auswahl der minimalen Anzahl an Kalibrierposen* getroffen. Diese Pose-Auswahl entspricht im ersten Schritt der Anzahl signifikanter thermischer Parameter. Zur Lösung der Optimierungsaufgabe erhält man bei reiner Positionsmessung je Kalibrierpose drei voneinander unabhängige Gleichungen, bei einer Posemessung entsprechend sechs Gleichungen.

(5) Die Überprüfung der *Kondition der Jacobimatrix* dient zur Beurteilung des Konvergenzverhaltens der Zielfunktion $F(x)$ (Gleichung [6.32]). Erfahrungswerte zeigen, daß bei Werten von $D_{p^{th}} \leq 120$ eine schnelle Konvergenz, nach weniger als neun Iterationsschritten, erreicht werden kann.

(6) Solange die Kondition der Jacobimatrix $D_{p^{th}} > 120$ ist, muß die *minimale Anzahl der Kalibrierposen* sukzessive erhöht werden.

(7) Durch die anschließende *Überprüfung des Optimierungseffekts* wird die Leistungsfähigkeit der Kompensation rechnerisch quantifiziert. Die Überprüfung erfolgt anhand der Meßdaten aus den Versuchsreihen 2 und 3 (Identifikation der roboterspezifischen thermischen Parameter) und der gemessenen Temperaturdrift an den ausgewählten Kalibrierposen (4) bzw. (6). Eingangsgrößen für die Kompensationsrechnung sind die Abweichungswerte an den ausgewählten Kalibrierposen $M^{th}(a_i)$ und die Stellwerte der Bewegungsachsen a_i in diesen Posen. Ausgangsgrößen sind die identifizierten thermischen Parameter p^{th} . Durch die anschließende Aktualisierung des thermischen Fehlermodells kann für jeden Punkt im Arbeitsraum eine korrigierte Vorwärtstransformation durchgeführt werden. Der Optimierungseffekt wird durch die Reduzierung der Temperaturdrift bezüglich der Meßpunkte und den dort ermittelten Abweichungswerten aus der Versuchsreihe 2 und 3 quantifizierbar.

(8) Ist das Kompensationsergebnis zufriedenstellend, d.h. die mit Hilfe der rechnerischen Kompensation erzielte Posegenauigkeit an allen Meßposen kleiner oder gleich der geforderten Toleranz, steht ein Datensatz zur Verfügung, der die *Anzahl und Lage der benötigten Kalibrierposen* **(10)** definiert.

Grenzwert für das Optimierungspotential ist die roboterspezifische Pose-Wiederholgenauigkeit, die in der Versuchsreihe 1 bestimmt worden ist.

(9) Erfüllt das Kompensationsergebnis noch nicht die Anforderungen, erfolgt eine *zyklische Erhöhung der Anzahl minimaler Kalibrierposes* um jeweils eine weitere, bereits in (2) ermittelte, mögliche Kalibrierpose. Mit diesem erweiterten Datensatz erfolgt erneut die rechnerische Überprüfung des Optimierungseffekts (8).

Die Reduzierung der Anzahl notwendiger Kalibrierpositionen gelingt aus folgenden Gründen. Im Anschluß an die Vorversuche zur Bestimmung der thermischen Parameter wurden lediglich die signifikanten Parameter zur Generierung des thermischen Fehlermodells ausgewählt. Hieraus wurden zwei Gruppen gebildet, die thermischen Parameter 1. und 2. Art.

Parameter der 1. Art beschreiben jeweils das Verformungsverhalten der Achsverbindungs-elemente. Dieses wirkt sich in jeder Achskonfiguration in gleicher Art auf die Gesamtverlagerung des TCP aus. Der resultierende Verlagerungsvektor ist lediglich von der Achskonfiguration abhängig.

Parameter der 2. Art kennzeichnen das temperaturabhängige Positionierverhalten der Bewegungsachsen und werden aufgrund der Untersuchungsergebnisse als Funktionen der Achswinkel definiert. Für jede beliebige Stellung der Bewegungsachsen kann, basierend auf diesem funktionalen Zusammenhang, der thermisch bedingte Positionierfehler berechnet werden (\Rightarrow Abschnitt 6.1.2). Diese Wirkzusammenhänge müssen somit nicht mit Hilfe des Optimierungsverfahrens ermittelt werden, was zu einer entscheidenden Reduzierung der maximal benötigten Anzahl an Kalibrierpunkten führt.

6.4 Vorgehensweise zur Integration des Kalibrierverfahrens in eine Applikation

In den folgenden Abschnitten wird die prinzipielle Implementierung des Kalibrierverfahrens in eine Roboterapplikation beschrieben. Die hierzu erforderlichen Arbeitsschritte können wie folgt gegliedert werden:

1. **Schritt** Auswahl und Integration eines Meßsystems zur Generierung der Eingangswerte für die Kompensationsrechnung,

- 2. Schritt** Aufbau des Kompensationskreises (Integration des Kompensationsmoduls in die Bewegungsplanung, Steuerung der Kompensation, Ablaufschritte der Kompensation) sowie
- 3. Schritt** Inbetriebnahme (Einmessen der Referenzumgebung, Festlegen des Bezugsniveau für die Kalibrierung).

6.4.1 Auswahl und Integration des Meßsystems

Zur Gewährleistung eines optimalen Kalibrierergebnisses, muß ein Meßsystem ausgewählt werden, das durch eine hohe Zuverlässigkeit und Meßgenauigkeit ausgezeichnet ist. Da gleichzeitig geringe Meßzeiten realisiert werden müssen, um den Zeitbedarf für die gesamte Kalibrierung möglichst gering zu halten, bietet sich in erster Linie der Einsatz optischer Meßverfahren an. Je nach Anwendungsgebiet des Roboters muß zudem eine entsprechende Robustheit des Systems gegenüber Umgebungseinflüssen, wie beispielsweise Schmutz, Streulicht, Erschütterungen und Temperatur, sichergestellt sein.

Zur Berechnung der thermischen Parameter sind zumindest drei translatorische Abweichungen in den Kalibrierpunkten zu erfassen. Sechsdimensionale Meßsysteme, mit denen Positionen und Orientierungen meßbar sind, sind ebenso geeignet, sofern die Orientierungen mit einer Meßgenauigkeit von $< 0,001^\circ$ erfaßt werden können. Vorteil derartiger Meßsysteme ist, daß die Anzahl der Kalibrierpunkte weiter reduziert werden kann, da zur Berechnung der thermischen Parameter innerhalb der Optimierungsaufgabe die komplette homogene Transformation genutzt werden kann. Allerdings sind derzeit am Markt nur sehr teure und groß bauende Systeme verfügbar, die für den vorliegenden Einsatzfall nur eingeschränkt nutzbar sind.

Die Integration des ausgewählten Meßsystems kann prinzipiell auf zwei Arten realisiert werden. Entweder wird die Sensorik direkt am Roboter, in der Nähe des TCP, angebracht. Dann sind die zu vermessenden Merkmale stationär an den Kalibrierpunkten im Arbeitsraum zu positionieren oder die Meßsystemanordnung wird invertiert, d.h. die Sensorik ist stationär und das entsprechende Merkmal wird am Roboter mitgeführt. Restriktionen hierbei sind beispielsweise die Nennlast des Roboters oder die Gestaltung des angeflanschten Werkzeuges an der Roboterhand sowie die erhöhten Investitionskosten bei multiplem Einsatz der Sensorik.

Grundsätzlich muß bei der Integration des ausgewählten Meßsystems darauf geachtet werden, daß die Lage des Meßkoordinatensystems relativ zum Basiskoordinatensystem des Roboters über die Betriebszeit konstant ist. Die Gestaltung der Referenzumgebung muß daher insbesondere robust gegenüber Temperatur- sowie Schwingungseinflüssen ausgeführt sein. Nur so kann gewährleistet werden, daß die an den Kalibrierpunkten gemessenen Roboterabweichungen immer den gleichen Informationsgehalt bezüglich des aktuellen thermischen Zustandes des Roboters repräsentiert.

6.4.2 Aufbau des Kompensationskreises

Der Kompensationskreis besteht im wesentlichen aus drei Komponenten (Bild 6.12):

Kompensationsmodul: dieses beinhaltet die verformungsabhängige Regelung der Zeitintervalle zwischen zwei aufeinanderfolgenden Kalibrierzyklen, den Algorithmus zur Quantifizierung der thermischen Parameter auf Basis des thermischen Fehlermodells und sofern erforderlich einen Konverter, der die neu berechneten Soll-Posen (basierend auf den thermischen Parametern) in die Darstellungsform der Robotersteuerung transferiert.

Meßsystemsteuerung: diese dient zur Meßdatenerfassung und -auswertung an den Kalibrierpunkten sowie zur Dokumentation der Meßdaten über den Betriebszeitraum.

Robotersteuerung: das Rechnersystem besteht in der Regel aus drei getrennten Rechereinheiten, dem E/A-Computer als Bindeglied zur Peripherie (z.B. Ansteuerung externer Komponenten), dem Achscomputer, zur Lageregelung der Bewegungsachsen und dem Hauptcomputer der die Steuerung des Gesamtsystems und die Speicherverwaltung umfaßt.

Die drei Komponenten des Kompensationskreises werden zum Datentransfer und zur Steuerung des Kompensationsablaufs mittels standardisierter Schnittstellen (serielle Schnittstelle, Ethernet oder Feldbus-Systeme) miteinander verbunden.

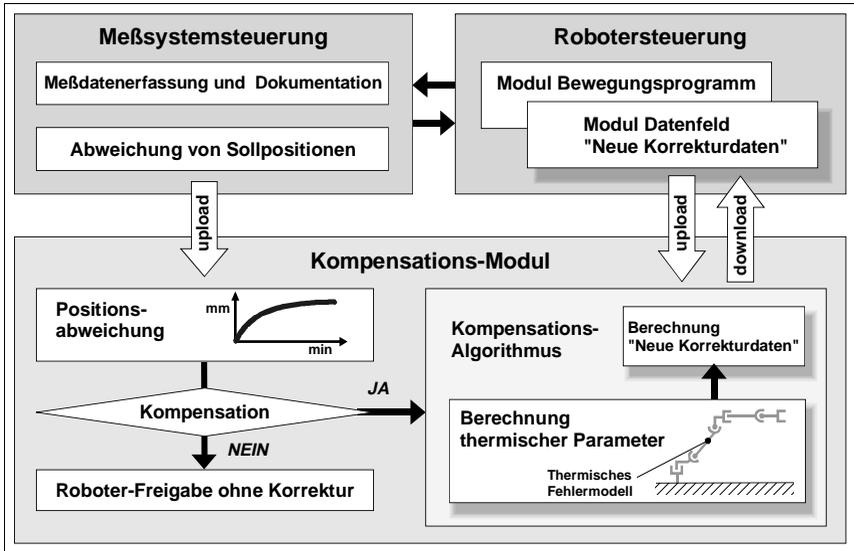


Bild 6.12: Kommunikationskreis zur Temperaturdriftkompensation

Die Art der Integration sowie der Funktionsumfang des Kompensationsmoduls ist in erster Linie abhängig von der Bauart der Robotersteuerung und der Architektur der Steuerungs-Software.

Sofern eine PC-basierte Steuerung vorliegt, kann das Kompensationsmodul direkt im Hauptcomputer der Steuerung programmiert werden. Ansonsten muß das Modul in einem externen PC integriert werden, der wiederum zum Datenaustausch an die Robotersteuerung und das Meßsystem anzubinden ist.

Maßgeblich für den Funktionsumfang des Kompensationsmoduls ist die Offenheit der Steuerung, d.h. ob eine Veränderung der kinematischen Parameter während des Betriebs vorgenommen werden kann und die Art der steuerungsinternen Modellierung der kinematischen Roboterstruktur zur Bewegungsplanung (Bild 6.13).

Direkter Parameterabgleich

A Entspricht das Steuerungsmodell dem thermischen Fehlermodell oder läßt sich dieses entsprechend modifizieren, so kann unter der Voraussetzung, daß ein Abgleich der Parameter im Betrieb möglich ist, die Pose-Korrektur direkt durch eine Veränderung der kinematischen Parameter vorgenommen werden. Die Bewegungsplanung erfolgt fortan unter Berücksichtigung der

tatsächlichen, temperaturabhängigen Ausprägung der kinematischen Parameter – der TCP wird somit stets korrekt positioniert. Bei dieser Konstellation müssen im Kompensationsmodul lediglich, anhand des numerischen Optimierungsverfahrens, die aktuellen thermischen Parameter berechnet und an das Steuerungsmodell übertragen werden.

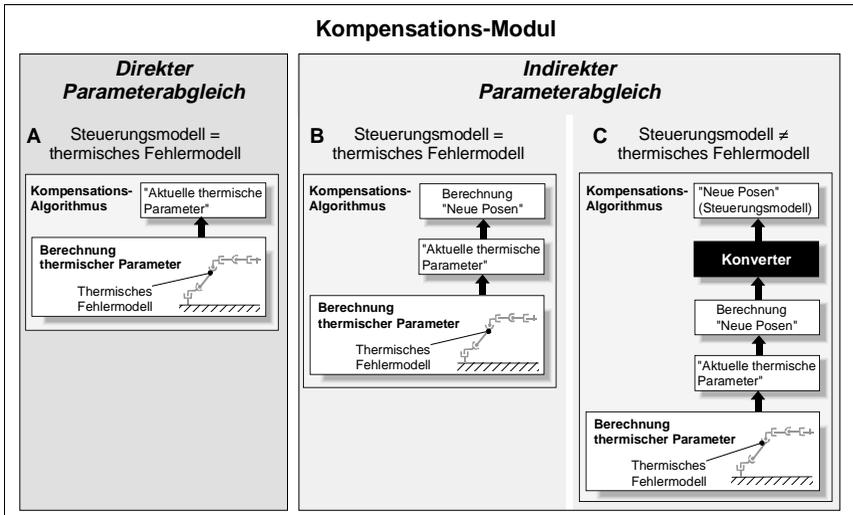


Bild 6.13: Ausführungsformen für das Kompensationsmodul

Indirekter Parameterabgleich

Läßt die Steuerungs-Software keine Veränderung der kinematischen Parameter während des Betriebs zu, muß die Pose-Korrektur zur Kompensation der Temperaturdrift grundsätzlich indirekt erfolgen. Wie oben beschrieben, werden hierzu in einem ersten Schritt die aktuellen thermischen Parameter berechnet. Nach der Berechnung der thermischen Parameter wird durch eine erneute Vorwärtstransformation im thermischen Fehlermodell für jede im Punktespeicher der Robotersteuerung hinterlegten Pose eine neue Soll-Pose errechnet.

- B** Entspricht das Steuerungsmodell dem thermischen Fehlermodell, so können diese neuen Soll-Posen direkt an die Robotersteuerung übertragen werden.

C Ist dies nicht der Fall, beispielsweise bei Verwendung eines nominalen Steuerungsmodells, müssen die berechneten Soll-Posen in die Maschinensprache transferiert werden. Das Kompensationsmodul muß hierzu um einen Konverter ergänzt werden. Mit diesem Konverter erfolgt die Transformation zwischen im Fehlermodell berechneten Soll-Posen und den korrespondierenden Soll-Posen im nominalen Steuerungsmodell.

Prinzipieller Ablauf der Kompensation

Die Ablaufschritte zur Temperaturdriftkompensation im Rahmen der Kalibrierung während des Betriebs lassen sich wie folgt darstellen:

- (1) Messung der thermisch bedingten Roboterabweichung in einer Kalibrierposition. Bei Überschreitung eines zuvor definierten Schwellwertes wird ein Kalibrierzyklus eingeleitet.
Ansonsten erfolgt die Freigabe des Roboters für den nächsten Arbeitszyklus ohne erneute Temperaturdriftkompensation. Die Bewegungsplanung erfolgt anhand der thermischen Parameter, die im vorangegangenen Kalibrierzyklus berechnet worden sind.
- (2) Der Kalibrierzyklus beginnt mit einem Meßzyklus zur Aufnahme der Roboterabweichungen an allen Kalibrierpositionen.
- (3) Im Anschluß erfolgt die Übergabe der Meßwerte an das Kompensationsmodul. Hier werden die aktuellen thermischen Parameter mit Hilfe des numerischen Optimierungsverfahrens berechnet.
- (4) Mit den aktuell ermittelten thermischen Parametern wird, entsprechend der Ausführungsform des Kompensationsmoduls (Bild 6.13), die Posekorrektur an allen relevanten Arbeitsraumpunkten durchgeführt.
- (5) Freigabe des Roboters für den nächsten Arbeitszyklus.

6.4.3 Schritte zur Inbetriebnahme des Gesamtsystems

Zur Inbetriebnahme des Kalibrierverfahrens in einer Roboterapplikation müssen die nachfolgend beschriebenen Vorkehrungen getroffen werden.

Nach der Aufstellung des Roboters mit implementiertem Kompensationsmodul ist die in Abhängigkeit vom Meßsystem konfigurierte Kalibrierumgebung (⇒ *Abschnitt 6.4.1*) in die Zelle zu integrieren. Damit die an den Kalibrierpunkten gemessene Roboterabweichung korrekt interpretiert und für die Kompensationsrechnung genutzt werden können, muß der Bezug zwischen dem

Meßkoordinatensystem und dem Basiskoordinatensystem des Roboters hergestellt werden. Hierzu werden die Positionen und Orientierungen des Meßsystem in jedem Kalibrierpunkt mit einem externen Meßsystem bestimmt. Für die Einmessung der Kalibrierpunkte können beispielsweise geodätische Meßsysteme, wie Theodoliten- oder Lasertracking-Systeme (MEYER 1994, LEICA 1997) verwendet werden. Mit dem Roboter werden dann die Kalibrierpunkte nacheinander angefahren und die jeweilige Transformation zwischen dem Koordinatensystem des zur Kalibrierung integrierten Meßsystems und dem Basiskoordinatensystem des Roboters festgelegt.

Gleichzeitig wird in jedem Kalibrierpunkt das eingesetzte Meßsystem variiert. Dadurch wird für die Kompensation der Temperaturdrift ein sogenanntes Nullniveau, Bezugspunkt bei kalter thermisch unverformter Roboterstruktur, festgelegt. Anschließend wird der erste Kalibrierzyklus initiiert. Mit dem Roboter werden dabei alle Kalibrierpunkte angefahren und gemessen sowie gemäß dem Ablaufschema in *Abschnitt 6.4.2* die aktuellen thermischen Parameter berechnet. Im Anschluß daran ist der Roboter betriebsbereit.

7 Anwendungsbeispiel

In den folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse der praktischen Erprobung des Kalibrierverfahrens vorgestellt. Anhand einer beispielhaft realisierten Testapplikation soll die Anwendbarkeit der entwickelten Vorgehensweise zur Erstellung thermischer Fehlermodelle und deren Implementierung in ein Robotersystem zur Minimierung der Temperaturdrift während des Betriebs überprüft werden.

In *Abschnitt 7.1* werden die Hintergründe für das gewählte Anwendungsbeispiel erläutert. Die zur prototypenhaften Realisierung der Testapplikation erforderlichen Systemkomponenten werden in *Abschnitt 7.2* vorgestellt. Zur Verifikation der entwickelten Vorgehensweise werden in *Abschnitt 7.3* die einzelnen Verfahrensschritte durchlaufen, bis hin zur Darstellung des Kompensationseffekts unter praxisrelevanten Betriebsbedingungen. Abschluß dieses Kapitels bildet die in *Abschnitt 7.4* vorgenommene anwendungsspezifische sowie grundsätzliche Bewertung des vorgestellten Kalibrierverfahrens.

7.1 Ausgangssituation

Vor dem Hintergrund der kontinuierlichen Qualitätsverbesserung beispielsweise in der Automobilindustrie sind vermehrt unterschiedlichste Meßaufgaben an Rohkarosserien zu bewältigen (TERWISSEN 1988, VDI-BERICHT 1990, HOFFMANN 1992). Die statistische Prozeßregelung (SPC) fordert eine fortlaufende Vermessung des Prozeßergebnisses, um reaktionsschnell negative Prozeßtendenzen ausgleichen zu können. Form- und Maßhaltigkeit an Blechteilen werden in der Automobilindustrie heute in separaten Meßräumen mit Koordinatenmeßmaschinen überprüft. Dazu notwendige Maschinen sind teuer, benötigen ein entsprechend angepaßtes Umfeld und lassen eine fortlaufende Erfassung des Prozeßergebnisses aufgrund hoher Meßzeiten nicht zu. In der Linie werden derzeit Lehren und stationäre, laseroptische Meßstationen benutzt. Beispielsweise kommen zur Prüfung von Türen im Rohbau Stahllehren zum Einsatz, die die Türausschnitte der Karosserie nachbilden. Auf diese Weise können Spaltmaß, Fallung und weitere Funktionsmaße bereits vor der Montage der gesamten Rohkarosserie überprüft werden. Für jeden Modelltyp werden spezielle Lehren benötigt. Bei Modelländerungen müssen diese Lehren

entweder aufwendig nachgearbeitet oder neu gefertigt werden, was mit hohen Kosten und einem erheblichen Zeitaufwand verbunden ist.

Zur Bestimmung der Maßhaltigkeit von Meßpunkten am ZB-Rohkarosse werden heute in der Linie bereits vollautomatisierte Meßstationen mit laseroptischen Sensoren auf Stahlrohrträgergestellen eingesetzt. Entsprechend der Typenvielfalt müssen unterschiedliche Konfigurationen bereitgestellt werden. Aufgrund der stationären Anbringung der Sensoren ist eine Verwendung zum Vermessen verschiedener Bauteile auf einer Station in der Regel nicht möglich. Gleichzeitig besteht jedoch die Tendenz, mehrere Modelle und Modelltypen auf einem Band zu fertigen, was derartige Stationen hochkomplex und teuer werden läßt.

Deshalb sollen zukünftig Industrieroboter als flexible, kostengünstige Meßsystemträger dienen (REINHART ET AL. 1998 A). Ein stabiler Prüfprozeß stellt jedoch hohe Anforderungen an die Wiederholgenauigkeit und an das zeitinvariante Verhalten des Meßsystems. Im Karosserierohbau produzierte Blechteile müssen laut Herstellerangaben eine Maßtoleranz von mindestens $\pm 0,5$ mm erfüllen. Von der Meßtechnik wird daher eine Genauigkeit kleiner $\pm 0,25$ mm gefordert. Voruntersuchungen an einem für diese Anwendung prädestinierten Industrieroboter mit großem Arbeitsraum machten deutlich, daß im Meßbetrieb selbst bei weitestgehend konstanten Umgebungstemperaturen eine Temperaturdrift von bis zu $\pm 1,0$ mm auftreten kann. Wobei durch das am Roboterflansch angebrachte laseroptische Meßsystem die Tragfähigkeit des Roboters lediglich zu 5% ausgenutzt wurde. Die erreichbare Meßgenauigkeit lag damit um den Faktor vier über den industriellen Anforderungen. Ein Robotereinsatz in der Fertigungsmeßtechnik ist daher nur sinnvoll möglich, wenn die betriebsabhängige Ungenauigkeit auf ein Minimum reduziert werden kann. Hierfür soll das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Kalibrierverfahren zum Einsatz kommen.

7.2 Systemkomponenten der realisierten Testapplikation

Robotersystem

Bei dem für die Testapplikation ausgewählten Roboter handelt es sich um einen 6-Achsen Vertikalknickarmroboter mit einer weitgehend symmetrisch aufgebauten Kinematikstruktur bezüglich der vertikalen Hochachse. Die erste Hauptachse ist vertikal, die zweite und dritte Hauptachse sind horizontal und

zueinander parallel angeordnet. Besonderes Kennzeichen ist die kinematische Kopplung der zweiten und dritten Hauptachse über ein parallelogrammförmiges Koppelgetriebe mit Lastausgleich. Die Antriebe der zweiten und dritten Achse sind am Drehgelenk der zweiten Hauptachse gegenüberliegend angebracht. Die Bewegung des Unterarms wird über das Koppelgetriebe bewirkt (Bild 7.1). Die drei Nebenachsen (4., 5. und 6. Achse) sind orthogonal zueinander aufgebaut. Bei der Handachsenkonstruktion handelt es sich um eine sogenannte Zentralhand, bei der sich die drei Bewegungsachsen in einem Punkt, dem Handwurzelpunkt (Drehachse der 5. Achse) rechtwinklig schneiden. Die drei Nebenachsen sind antriebseitig voneinander getrennt, es besteht keine mechanische Kopplung. Der Arbeitsraumdurchmesser des Roboters beträgt annähernd 5 m. Die Nennlast ist mit 120 kg angegeben bei einem Eigengewicht des Roboters von circa 1,8 t.

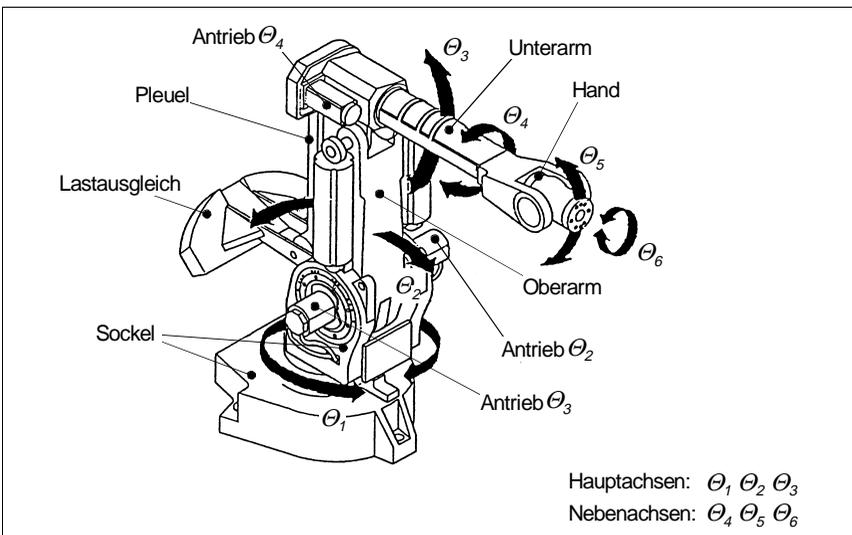


Bild 7.1: 6-Achsen Vertikalknickarmroboter

Laseroptisches Meßsystem

Für den Einsatz als Meßroboter wurde an der Roboterhand ein laseroptischer Sensor angeflanscht. Der eingesetzte Sensor arbeitet nach dem Lichtschnittverfahren mit integrierter Videokamera zur Aufnahme des Sensorbildes (Bild 7.2). Zusätzlich am Sensor angebrachte LED-Flutlichter ermöglichen mittels spezieller Algorithmen eine dreidimensionale Bildauswertung. Die

Meßalgorithmen filtern die zur Meßwertbestimmung relevanten Informationen aus dem aufgenommenen Sensorbild aus. Die Software zur Programmierung des Sensors und zur Meßdatenerfassung bzw. -auswertung ist in einem IPC (sog. Controller) untergebracht. Zur Bestimmung verschiedener Merkmale steht eine Auswahl von Algorithmen beispielsweise für Abstands-, Kanten-, Spalt-, Bogen-, Bohrungs- sowie Gewindemessung zur Verfügung. In Abhängigkeit des zu messenden Merkmals sowie von Faktoren für die Meßbarkeit (z.B. Oberflächenfarbe, Reflexionsgrad) liegt die erreichbare Meßgenauigkeit laut Herstellerangaben bei $\pm 50 \mu\text{m}$ (PERCEPTRON 1993).

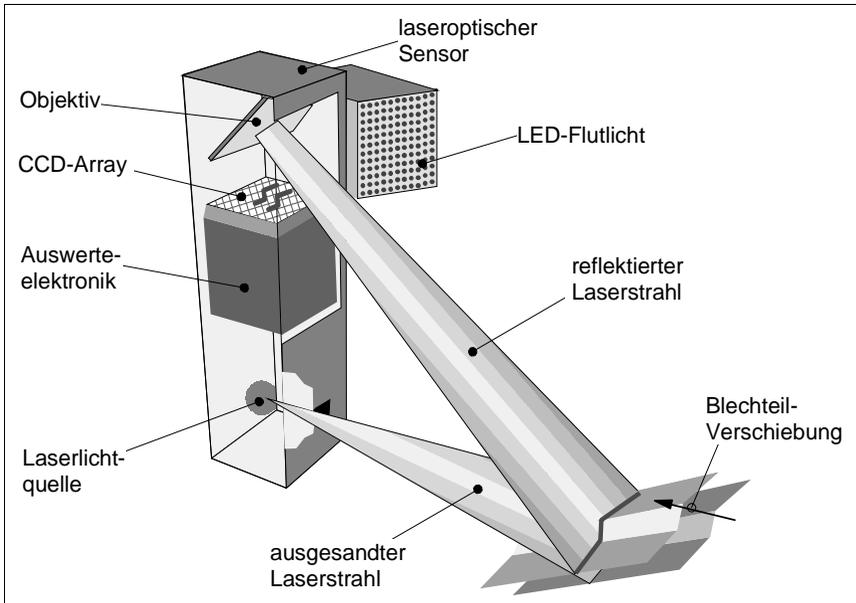


Bild 7.2: Aufbau und Funktionsweise des Sensorsystems

Neben der Datenerfassung an Meßobjekten konnte das Sensorsystem aufgrund seiner hohen Genauigkeit auch zur Aufnahme der für die Kompensation während des Betriebs erforderlichen Eingangswerte (Positionsabweichung des Roboters) eingesetzt werden.

Personal Computer

Da weder die Robotersteuerung, noch der Controller des Meßsystems die Möglichkeit zur Implementierung der erforderlichen Kompensationssoftware

bieten, wurde das Gesamtsystem der Testapplikation um einen externen Personal Computer (PC) erweitert, der folgende Funktionen erfüllt:

- Steuerung der Systemkomponenten (Aktivierung, Deaktivierung des Meßsystems, Aufruf von Bewegungsprogrammen in der Robotersteuerung) nach dem Master-Slave Prinzip,
- Signal- und Meßwerttransfer vom und zum Controller des Meßsystems,
- Signal- und Posedatenaustausch von und zur Robotersteuerung,
- Steuerung der Arbeits- und Kompensationszyklen sowie
- Ausführung der Kompensationsrechnung.

Der Datenaustausch erfolgt sowohl zur Robotersteuerung als auch zum Controller des Meßsystems über serielle Schnittstellen.

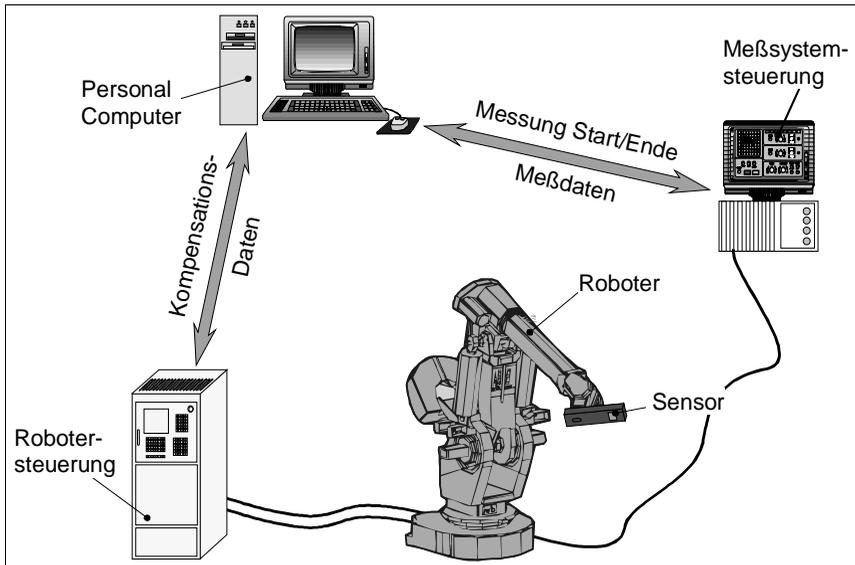


Bild 7.3: Systemkomponenten der Testapplikation

Karosserieteile

Zur Schaffung praxisrelevanter Versuchsbedingungen wurden verschiedene Karosserieteile im Arbeitsraum des Roboters positioniert. Sowohl die auszuführenden Bewegungsprogramme, als auch die für die entsprechenden Bauteile benötigten Meßzeiten konnten so dem späteren Praxiseinsatz nachempfunden werden. Für die Untersuchungen bezüglich des erreichbaren Op-

timierungseffektes mit implementierter Temperaturdriftkompensation wurden u.a. an den Karosserieteilen spezielle Meßmarken angebracht, die eine dreidimensionale Meßwerterfassung mit dem Sensorsystem ermöglichten.

7.3 Erprobung des Kalibrierverfahrens

7.3.1 Durchführung der Grundkalibrierung

Analyse des Verformungsverhaltens und Auswahl signifikanter thermischer Parameter

Zur Bestimmung der für die Kompensation der Temperaturdrift relevanten thermischen Parameter wurden, basierend auf der in *Abschnitt 6.3* beschriebenen Vorgehensweise, verschiedene Versuchsreihen durchgeführt und ausgewertet. Bezugsbasis für die Auswertung der Versuche hinsichtlich der temperaturabhängigen Verformungsverhaltens waren Ergebnisse aus Voruntersuchungen zur Bestimmung der Pose-Wiederholgenauigkeit RP des Roboters nach DIN EN 29283 (1993). Aus den Meßergebnissen konnte eine zeitinvariante Pose- Wiederholgenauigkeit des Roboters von $\pm 0,08$ mm bzw. $\pm 0,02^\circ$ bestimmt werden. Zufällige Fehler, gekennzeichnet durch eine schlechte Wiederholgenauigkeit, konnten somit als vernachlässigbar klein betrachtet werden. Die in den anschließenden Dauerversuchen gemessenen Abweichungen von den programmierten Soll-Posen konnten damit ausschließlich auf thermisch bedingte Einflüsse zurückgeführt werden. Zur Analyse der Korrelation zwischen dem Verformungsverhalten der Strukturelemente und der entsprechenden Temperaturänderung über den Bauteilen, wurden auf der Roboterstruktur Thermolemente befestigt.

Bestimmung thermischer Parameter 1. Art

Zur Bestimmung der Verformungscharakteristik der Achsverbindungselemente wurde die in *Abschnitt 5.2*, Bild 5.4 vorgestellte Meßvorrichtung verwendet. Zur sequentiellen Vermessung der gesamten Roboterstruktur wurden die würfelförmigen Prüfkörper an den in Bild 7.4 gekennzeichneten Stellen befestigt. Die im Bild eingetragene Bemaßung (a bis f) entspricht den in der Robotersteuerung hinterlegten Systemparametern zur Beschreibung der Geo-

metrie der Achsverbindungselemente und der räumlichen Lage der Bewegungsachsen zueinander.

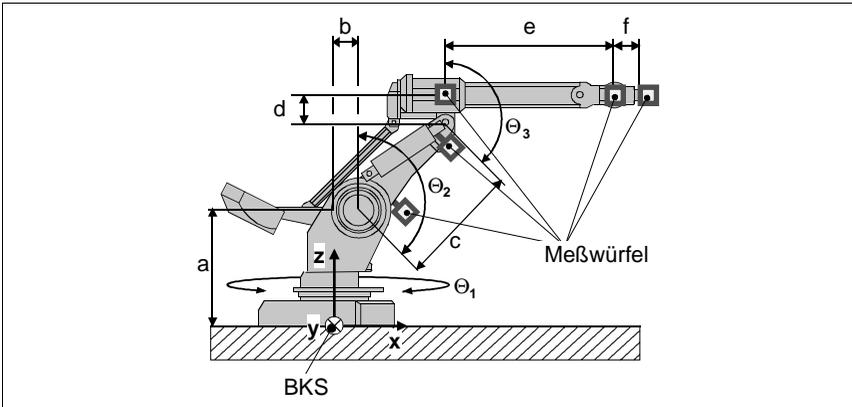


Bild 7.4: Prüfkörperbefestigung zur Bestimmung der Verformung der Achsverbindungselemente

Mit dieser Prüfkörperanordnung war es möglich in aufeinanderfolgenden Versuchen die Art der Verformung der Achsverbindungselemente:

- **Robotersockel** bis zur Drehachse der zweiten Hauptachse,
- **Oberarm** zwischen der Drehachse der zweiten Hauptachse bis zum Drehgelenk der dritten Hauptachse,
- **Unterarm** zwischen dem Drehgelenk der dritten Hauptachse und der Drehachse der fünften Bewegungsachse (zweite Nebenachse) sowie
- **Roboterhand** zwischen der Drehachse der fünften Bewegungsachse und dem Roboterflansch

aus den ermittelten Meßwerten zu berechnen.

Die Maximalwerte der temperaturabhängigen Verformung der Achsverbindungselemente wurde bei einer Nennbelastung bezüglich Geschwindigkeit und Beschleunigung sowie bei konstanter Umgebungstemperatur, nach circa 2 Stunden am Oberarm, nach 6-7 Stunden am Unterarm und an den Handachsen sowie nach 10 Stunden am Sockel gemessen. In der Aufwärmphase war die größte Verformungsgeschwindigkeit während der ersten 3 Stunden zu verzeichnen. Anschließend nähern sich die Verformungskurven asymptotisch dem Beharrungszustand an. Diese Werte verdeutlichen, daß ein stationäres

Positionierverhalten erst nach über 10 Stunden Betriebsdauer zu erwarten ist, sofern keine fortlaufende Kompensation der Temperaturdrift vorgenommen wird. Die größte Rückverformung findet bei Roboterstillstand in den ersten beiden Stunden nach dem Stillstand statt und nähert sich dann sukzessive dem Ausgangszustand bei kalter Roboterstruktur.

Für den Flanschmittelpunkt wurde in der Meßpose (vgl. Bild 7.4, $\theta_2 = 45^\circ$, sonstige $\theta_i = 0^\circ$) eine vektorielle, thermische Gesamtverlagerung von $d_{AP} = 0,95 \text{ mm}$ berechnet. Die Auswertung der einzelnen Versuchsreihen ergab, daß der untersuchte Roboter aufgrund seiner symmetrischen Bauform unter thermischer Belastung hauptsächlich temperaturabhängige Längenänderungen der Achsverbindungselemente aufweist. Thermisch bedingte Biegeeffekte der Elemente konnten nicht festgestellt werden oder waren im Verhältnis zur Längendehnung vernachlässigbar klein. In Bild 7.5 ist der Verformungsverlauf der einzelnen Achsverbindungselemente über die Belastungs- und Abkühlphase dargestellt. Als signifikante thermische Parameter 1. Art wurden somit reine Längenänderungen der Achsverbindungselemente (Δa , Δb , Δc , Δd , Δe , Δf) identifiziert, die als Freiheitsgrade zur Beschreibung des Verformungsverhaltens bei der Erstellung des thermischen Fehlermodells berücksichtigt werden müssen.

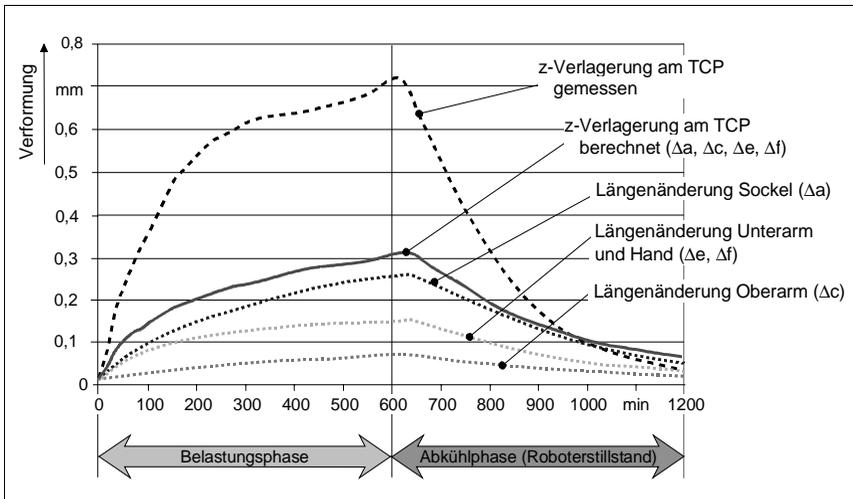


Bild 7.5: Temperaturdrift am TCP und thermisch bedingte Längenänderung der Achsverbindungselemente

Am Flanschmittelpunkt wurde am Ende der Belastungsphase eine maximale Verlagerung von circa 0,7 mm in z-Richtung (BKS) gemessen. In Bild 7.5 ist ferner die aus den Einzelverformungen rechnerisch resultierende Maximalverlagerung in z-Richtung (BKS) am Flanschmittelpunkt von 0,3 mm eingetragen. Die Differenz zwischen gemessener und berechneter Maximalverlagerung von circa 0,4 mm basiert auf der asymmetrischen Verformung des parallelogrammförmigen Koppelgetriebes (\Rightarrow *Abschnitt 5.2.4*) und der Überlagerung der thermisch bedingten Positioniergenauigkeit der Bewegungsachsen. D.h. mehr als 50 % der Temperaturdrift am TCP wird bei diesem Roboter durch die thermisch bedingten Effekte aus den Bewegungsachsen und dem Koppeltrieb zwischen zweiter und dritter Bewegungsachse verursacht.

Über die Auswertung der Verformungsmessung des Unterarms wird dieser Sachverhalt zum einen durch die gemessene Verlagerung des TCP in z-Richtung von 0,43 mm sowie durch den aus der gemessenen Orientierungsänderung des Prüfkörpers am TCP berechneten Verkippwinkel von $\Delta\alpha = 0,018^\circ$ um das Drehgelenk der dritten Hauptachse bestätigt.

Bestimmung thermischer Parameter 2. Art

Die Analyse zur Ermittlung der thermisch bedingten Positioniergenauigkeit der Bewegungsachsen wurde mit einem Laser-Tracking-System, gemäß der in *Abschnitt 6.1.2* entwickelten Vorgehensweise, durchgeführt. Die Untersuchungen ergaben für die Kompensation der Temperaturdrift vernachlässigbar kleine Winkelfehler an den drei Nebenachsen. Die gemessenen Winkeländerungen lagen in der Größenordnung von $< 0,001^\circ$ und waren somit nicht größer als die fertigungsbedingte Positioniergenauigkeit der Nebenachsen im kalten Zustand. Die thermisch bedingte Positioniergenauigkeit der drei Hauptachsen trägt hingegen in entscheidendem Maße zu der Gesamtverlagerung am TCP bei. Bei der Erstellung des thermischen Fehlermodells muß dies entsprechend berücksichtigt werden.

Aufgrund der kinematischen Kopplung der zweiten und dritten Bewegungsachsen (θ_2, θ_3) wurden in einem ersten Schritt die Positionierfehler der beiden ersten Hauptachsen getrennt voneinander analysiert. Im einzelnen wurden die in Bild 7.6 dargestellten Winkelabweichungsverläufe $\Delta\theta^{\text{th}}$ über den Verfahrbereichen θ_i (mit $i = 1, 2$) der beiden Bewegungsachsen in Abhängigkeit ihrer Erwärmung ermittelt. Auf Basis dieser Untersuchungsergebnisse wurde je eine Funktion approximiert, die diese thermisch bedingte Fehlpositionierung näher

rungsweise über den Stellbereichen der ersten und zweiten Bewegungsachse beschreibt.

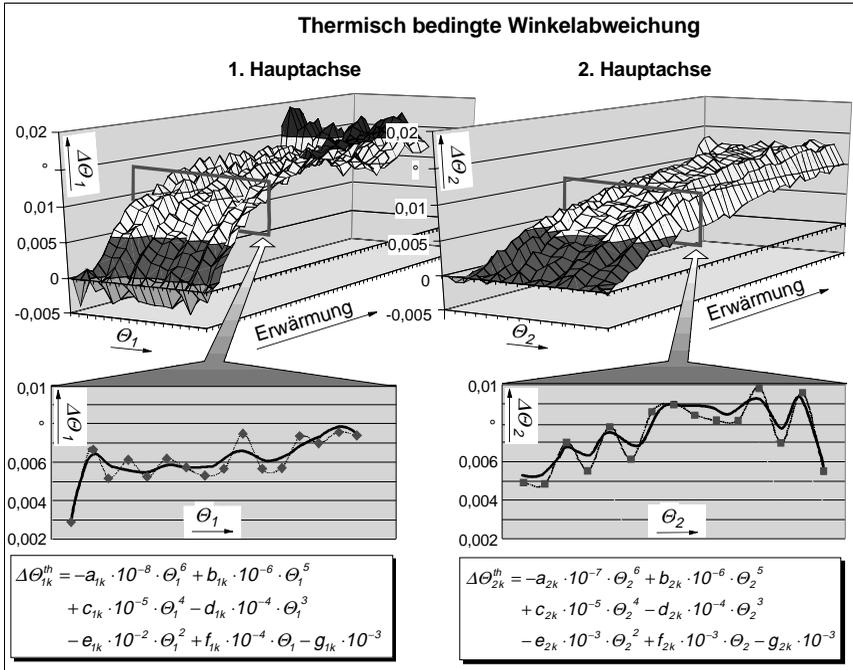


Bild 7.6: Thermisch bedingtes Positionierverhalten der ersten und zweiten Hauptachse

Die durch die temperaturabhängige Verformung des parallelogrammförmigen Koppelgetriebes verursachten Fehlstellungen des Unterarms $\theta_{3,ist}$ wurde entsprechend des in *Abschnitt 6.1.2* entwickelten funktionalen Zusammenhangs modelliert. Aus Gleichung [5.10] und der in Bild 7.6 approximierten Funktion für $\Delta\theta_{2k}^{th}$ ergibt sich für die thermisch bedingte Winkeländerung der dritten Bewegungsachse folgende Beschreibungsform:

[7.1]
$$\Delta\theta_{3k}^{th} = \theta_{3,ist} - \theta_{3,soll}$$
 mit $\theta_{3,soll}$ als Winkelwert aus der Steuerung und $\theta_{3,ist} = f(\Delta\theta_{2k}^{th}, \Delta c)$

Zusammenstellung des thermischen Fehlermodells

Aus den Untersuchungen konnte abgeleitet werden, daß die Längenänderungen der Achsverbindungselemente ($\Delta a, \Delta b, \Delta c, \Delta d, \Delta e, \Delta f$) und die mittels Funktionen beschreibbare Winkeländerung der drei Hauptachsen ($\Delta\theta_{1k}^{th}, \Delta\theta_{2k}^{th}, \Delta\theta_{3k}^{th}$) die wesentlichen Kompensationsparameter für den vorliegenden Industrieroboter sind.

Zur Erstellung des thermischen Fehlermodells mußten die Transformationsgleichungen zur steuerungsinternen Positionsberechnung um diese neun signifikanten thermischen Parameter erweitert werden. Da bei den Untersuchungen keine thermische Biegung der Achselemente ermittelt wurde, kann das thermische Verhalten im vorliegenden Fall, in den durch das nominale Robotermodell vorgegebenen Transformationsgleichungen gemäß *Abchnitt 6.2.1*, abgebildet werden. Bild 7.7 zeigt die erweiterte Transformationsgleichungen bezüglich der Position sowie Orientierung des Flanschmittelpunktes.

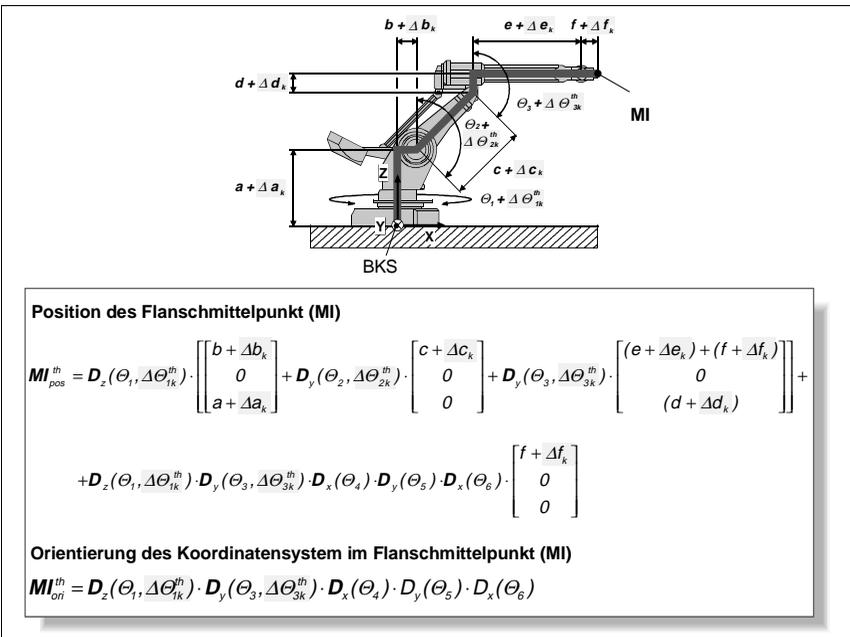


Bild 7.7: Erweiterung der steuerungsinternen Transformation um die signifikanten thermischen Parameter

Erstellung des Berechnungsmoduls für die Kompensation und Ermittlung der Anzahl der Kalibrierpositionen

Kern des Berechnungsmoduls für die Kompensation der Temperaturdrift ist die Zielfunktion $F(x)$ (vgl. Gleichung [6.34]). Diese besteht im vorliegenden Fall aus dem Vektor $\mathbf{M}^{th}(\mathbf{a})$ der an den Kalibrierpunkten gemessenen translatorischen TCP-Abweichungen und dem Vektor $\mathbf{T}^{th}(\mathbf{p}^{th}, \mathbf{a}) = \mathbf{M}\mathbf{I}_{pos}^{th}$ der mittels der erweiterten Transformation für diese Positionen berechneten TCP-Abweichungen. Zur Lösung der Zielfunktion, d.h. zur Berechnung der aktuellen Werte der thermischen Parameter, wurde das Gauß-Newton-Verfahren verwendet, wobei die Erstellung der Algorithmen für das Optimierungsverfahren mit Hilfe des käuflich erwerbbaaren Softwarepakets *Robocal* (ROBOCAL 1994) erfolgte.

Zur vollständigen Bestimmung der Zielfunktion mußten im nächsten Schritt die für die Kompensation erforderlichen Kalibrierpositionen und die damit korrespondierenden Achstellungen \mathbf{a} ermittelt werden. Entsprechend der entwickelten Vorgehensweise (\Rightarrow *Abschnitt 6.3.3*) wurde zu Beginn ein kreisringförmiger Bereich des Arbeitsraums (Außendurchmesser 2,0 m), konzentrisch zur Drehachse der ersten Bewegungsachse, als Reservefläche für die Kalibrierumgebung definiert. In diesem Arbeitraumbereich wurden anschließend 18 Kalibrierposen (doppelte Anzahl der signifikanten thermischen Parameter) mit möglichst unterschiedlichen Achstellungen heuristisch generiert. Davon wurden neun Posen ausgewählt und für die nachfolgende Analyse herangezogen.

Die rechnerische Überprüfung des Optimierungseffekts erfolgte mit den thermisch bedingten Abweichungswerten, die zuvor in den Versuchsreihen zwei und drei ermittelt wurden (\Rightarrow *Abschnitt 7.3.1*). Die Ergebnisse dieser Überprüfung zeigten mit den neun gewählten Kalibrierposen, obwohl die Kondition der Jacobimatrix $\mathbf{D}_{p^{th}}$ mit einem Wert von 80 schon sehr gut war, noch nicht an allen untersuchten Arbeitsraumpunkten den gewünschten Kompensationseffekt. Insbesondere an Arbeitsraumpunkte, die durch einen hohen Abweichungsgradienten in instationären Betriebszuständen gekennzeichnet sind, konnte die Temperaturdrift nur unzureichend kompensiert werden. Selbst eine sukzessive Erhöhung der Anzahl an Kalibrierposen auf 12 Stück ($\mathbf{D}_{p^{th}} = 36$) ergab lediglich eine Verbesserung des Kompensationsergebnisses um durchschnittlich 7%.

Bei der Analyse des berechneten Änderungsverhaltens der Parameter 1. und 2. Art wurde festgestellt, daß der in den Achselementen auftretende Verformungsgradient direkt proportional zur Intensität der dynamischen Belastung des Roboters ist. Abhängig von diesen Gradienten verändert sich auch der Einfluß der beiden Parameterarten auf das Positionierverhalten des Roboters. Bei hohen Verformungsgradienten ist ein größerer Einfluß der Winkeländerung an den drei Hauptachsen gegenüber dem Verformungsverhalten der Achsverbindungs-elemente zu verzeichnen. Bei geringeren Verformungsgradienten muß dagegen die Sensitivität des Kompensationsalgorithmus gegenüber den thermischen Parametern 1. und 2. Art ausgeglichen sein.

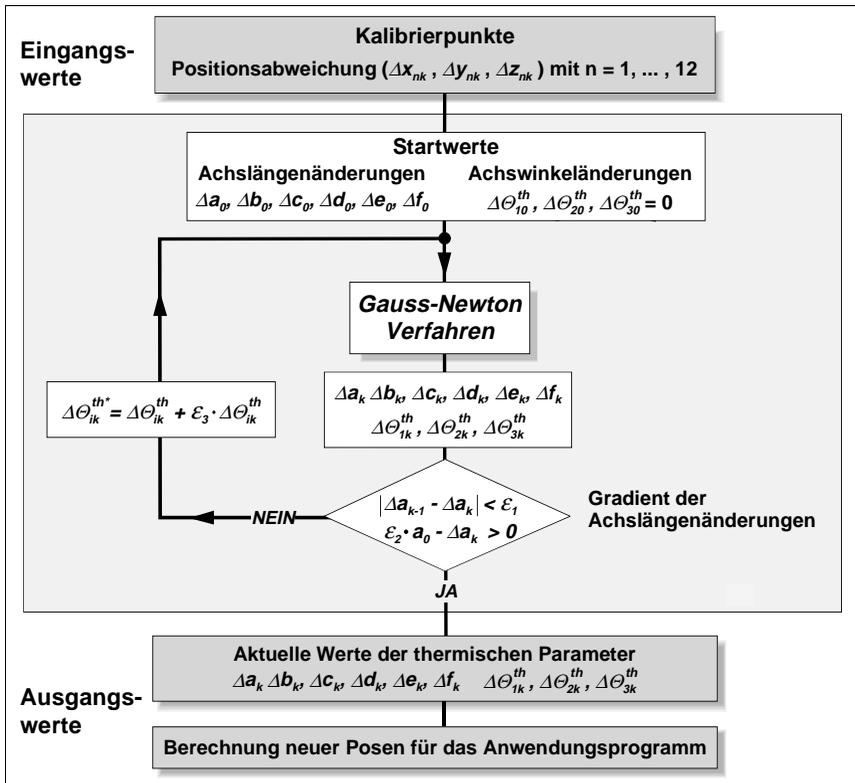


Bild 7.8: Struktur des Kompensationsalgorithmus

Um diesen Sachverhalt im Kompensationsalgorithmus realitätsgetreu abzubilden, wurden Restriktionen (ε_1 und ε_2) bzgl. der maximal zulässigen Längenänderung der Achsverbindungselemente zwischen zwei Kompensationszyklen eingeführt (Bild 7.8).

Eingangsdaten zur Berechnung der aktuellen Werte der signifikanten thermischen Parameter sind die an den Kalibrierpunkten gemessenen, translatorischen Abweichungswerte des TCP.

In einem ersten Berechnungsschritt werden mit den aktuell gemessenen Positionsabweichungen (Δx_{nk} , Δy_{nk} , Δz_{nk}) an den $n = 12$ Kalibrierpunkten die aktuellen Werte der Achslängenänderungen (Δa_k , Δb_k , Δc_k , Δd_k , Δe_k , Δf_k) sowie die Achswinkeländerungen ($\Delta\theta_{1k}^{th}$, $\Delta\theta_{2k}^{th}$, $\Delta\theta_{3k}^{th}$) numerisch mit Hilfe des Gauß-Newton-Verfahrens bestimmt. Im Anschluß daran erfolgt eine Bewertung des Gradienten der Achslängenänderungen:

- das Abbruchkriterium ε_1 begrenzt dabei die Achslängenänderungen zwischen dem k - und $(k-1)$ -Kompensationszyklus,
- ε_2 begrenzt die minimale Achslänge auf positive Werte, d.h. daß die Längenänderung nicht größer werden kann als die Ausgangslänge des Achsverbindungselements.

Werden die Abbruchkriterien ε_1 und ε_2 nicht erfüllt, erfolgt sukzessive eine Erhöhung der zuvor berechneten Achswinkeländerungen ($\Delta\theta_{1k}^{th}$, $\Delta\theta_{2k}^{th}$, $\Delta\theta_{3k}^{th}$) um den Faktor $\varepsilon_3 \cdot \Delta\theta_{ik}^{th}$ mit $i = 1, 2, 3$. Mit diesen korrigierten Werten für die Achswinkeländerungen ($\Delta\theta_{ik}^{th*}$) werden die aktuellen Achslängenänderungen erneut berechnet. Diese Iteration wird solange ausgeführt bis die Abbruchkriterien erfüllt sind. Die optimalen Werte von ε_1 , ε_2 und ε_3 wurden numerisch bestimmt. Das beste Kompensationsergebnis wurde mit $\varepsilon_1 = 0,05$ und $\varepsilon_2 = 0,1$ erreicht. Die schnellste Konvergenz des Kompensationsalgorithmus stellte sich bei einem Wert von $\varepsilon_3 = 10^{-4}$ ein.

Im Anschluß an die Berechnung der aktuellen thermischen Parameter werden für jeden Arbeitsraumpunkt des Anwendungsprogramms neue Posen berechnet. Diese neuen Posen werden dann an den Posedatenspeicher der Robotersteuerung übertragen.

7.3.2 Implementierung der Kompensation in die Testapplikation

Das Kompensationsverfahren wurde in einem externen, leistungsstarken PC mit einem Pentium-Prozessor implementiert. Der komplette steuerungs- und

kompensationsrelevante Funktionsumfang wurde in der Programmiersprache *VISUAL C++* entwickelt. Diese Software unterstützte die graphische Gestaltung der benutzerfreundlichen Bedieneroberfläche (Bild 7.9).

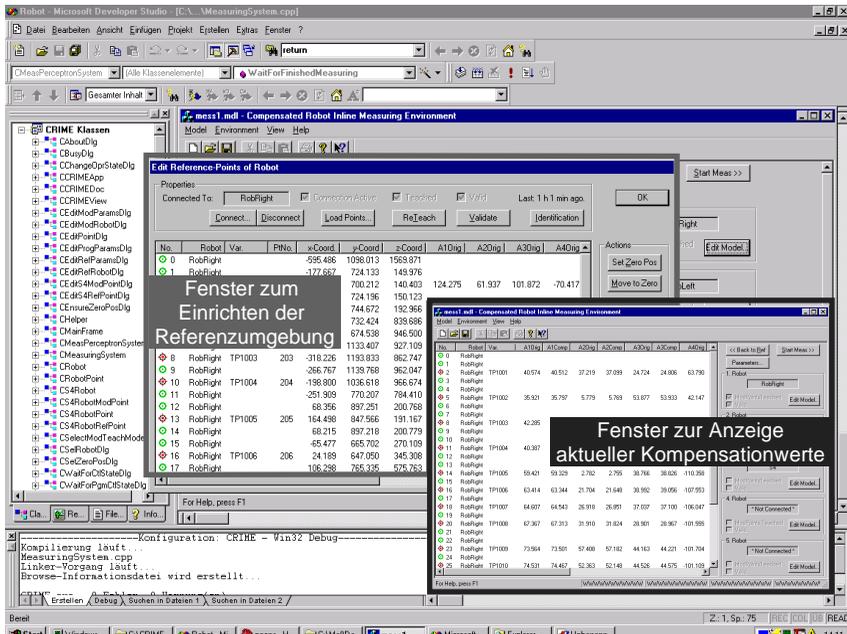


Bild 7.9: Bedieneroberfläche zur Steuerung des Gesamtsystems

Die Kommunikation zwischen externem PC und der Robotersteuerung wurde mit Hilfe der vom Roboterhersteller angebotenen, objektorientierten Programmiersprache *RobComm* (ROBCOMM 1996) erstellt.

Gestaltung der Kalibrierumgebung

Aus der Erstellung des Berechnungsmoduls sind sowohl die Anzahl, als auch die Lage der Kalibrierpositionen relativ zum BKS des Roboters bekannt. Aus diesen Daten konnte der konstruktive Aufbau der Kalibrierumgebung realisiert werden. Als Referenzkörper zur Messung der Positionsabweichungen des Roboters wurden Meßwürfel mit ungefasten Sacklochbohrungen gefertigt. Die so ausgeführten Merkmale (scharfe Lochkante, schwarzes Loch/heller Hintergrund) boten die beste Voraussetzung, um die Meßgenauigkeit des Sensor-

systems voll auszuschöpfen. Untersuchungen zur Meßgenauigkeit ergaben eine Meßwertstreuung von $\pm 20 \mu\text{m}$ bei 3σ -Standardabweichung (Bild 7.10).

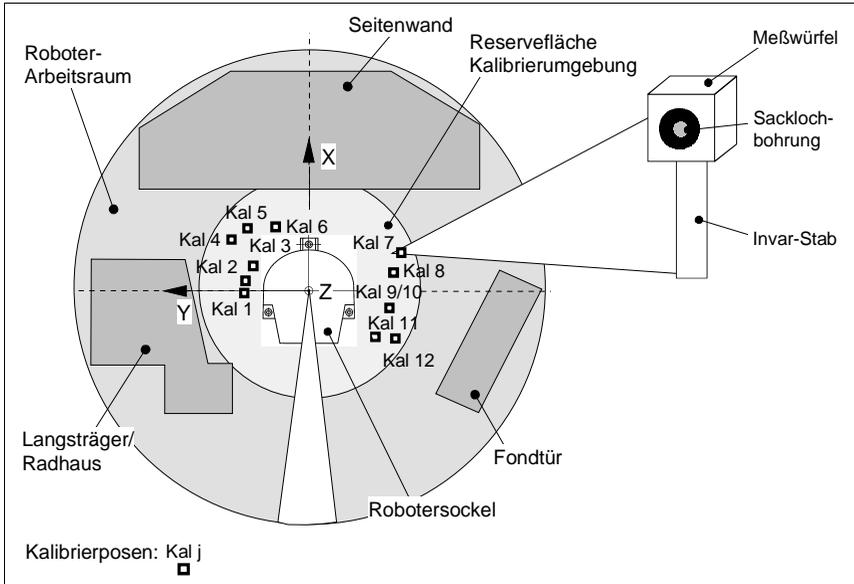


Bild 7.10: Kalibrierumgebung und Meßwürfel

Die Positionierung der Meßwürfel in z-Richtung (BKS) wurde mit Rundmaterial realisiert. Die Meßwürfel sowie das Rundmaterial zur Würfelbefestigung wurden aus Invar-Stahl (Ni 36) hergestellt. Dieser Werkstoff zeichnet sich durch eine sehr hohe Temperaturstabilität aus. Aufgrund des geringen Längenänderungskoeffizienten ($\alpha = 1,3 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$) kann die Lageänderung der Kalibrierpunkte auch bei größeren Umgebungstemperaturschwankungen vernachlässigt werden. Die maximale Höhe der Kalibrierpunkte beträgt $z = 800 \text{ mm}$, bei einer Umgebungstemperaturänderung von $\pm 15 \text{ K}$ ergibt sich nach Gleichung [5.1] eine Längenänderung des Rundmaterials von circa $\Delta z = 16 \mu\text{m}$.

Die exakte Lage der Kalibrierpositionen, d.h. die Lage des Fokuspunktes des Sensors relativ zu den Meßwürfeln, wurde mit einem Theodolitensystem bestimmt und durch eine optische Ausrichtung in das Basiskoordinatensystem des Roboters transformiert.

Programmablauf während des Betriebs

Bild 7.11 zeigt das Struktogramm für den Programmablauf in der Testapplikation. Hierbei wurde unterschieden in den \rightarrow Kalibrierzyklus, die \rightarrow Referenzfahrt und den \rightarrow Meßzyklus.

Kalibrierzyklus

Mit einem *Kalibrierzyklus* wird der gesamte Ablauf einer Kalibrierung, von der Meßdatenerfassung bis zur Korrektur des Posedatensatzes in der Robotersteuerung definiert. Zu Beginn eines Kalibrierzyklusses werden nacheinander alle Kalibrierpositionen mit dem Roboter angefahren. Durch Messen der aktuellen Abweichung an den 12 Kalibrierpunkten werden die Eingangswerte für die Kompensation bereitgestellt. Nach der Berechnung der aktuellen Ausprägung der signifikanten thermischen Parameter, erfolgt die Bestimmung der Korrekturvektoren für jede im Roboterprogramm enthaltene Pose (hier Posen des *Meßzyklusses*). Daraus werden neue Soll-Posen berechnet und an die Robotersteuerung übertragen. Mit der Erneuerung des Posedatensatzes in der Robotersteuerung ist die Kompensation abgeschlossen. Es erfolgt dann automatisch die Freigabe des Roboters für einen *Meßzyklus*.

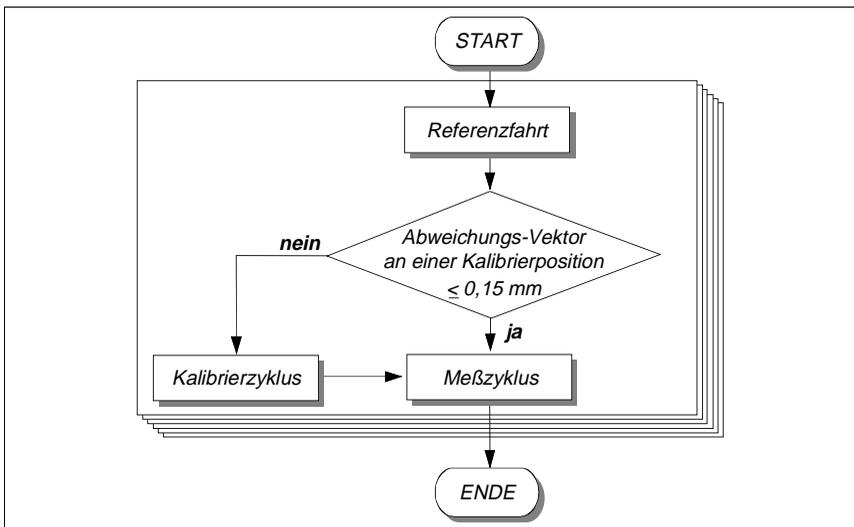


Bild 7.11: Programmablauf während des Betriebs

Ein Kalibrierzyklus, von der Meßdatenerfassung an den Kalibrierpunkten bis zur Korrektur des Posedatensatzes, benötigte mit der vorliegenden Soft- und Hardwarekonfiguration circa 30 Sekunden. In dieser Zeit kann der Roboter nicht für die Abarbeitung eines Meßprogramms (*Meßzyklus*) genutzt werden.

Referenzfahrt

Zur Minimierung der durch den *Kalibrierzyklus* verursachten Nebenzeiten wurde eine verformungsabhängige Regelung der Zeitintervalle zwischen zwei aufeinanderfolgenden Kalibrierzyklen aufgebaut. Hierzu wird während des Betriebs an einem ausgewählten Kalibrierpunkt vor Beginn jedes *Meßzyklusses* die aktuelle Abweichung des Roboters bestimmt. Das Überschreiten einer zuvor definierten Toleranzgrenze leitet dann einen neuen *Kalibrierzyklus* ein. Die obere Toleranzgrenze wurde in der Testapplikation auf einen Betrag des Abweichungsvektors von 0,15 mm festgelegt.

Meßzyklus

Der *Meßzyklus* beschreibt das eigentliche Arbeitsprogramm. In zuvor programmierter Reihenfolge wurden hierbei die im Arbeitsraum positionierten Karosserieteile (Seitenwand, Längsträger-Rathaus, Fondtür) nacheinander, jeweils einmal vermessen (Bild 7.10). Bei insgesamt 100 ausgewählten Meßpunkten an den Karosserieteilen betrug die Dauer eines Meßzyklusses circa 8,5 Minuten. Das entspricht einer Meßzeit pro Meßpunkt, inklusive der Verfahrdauer zwischen zwei Meßpunkten, von durchschnittlich circa 5 Sekunden.

7.3.3 Erzielter Kompensationseffekt

Die Überprüfung des Kompensationseffekts erfolgte unter verschiedenen Betriebsbedingungen, bei konstanter und variabler Umgebungstemperatur. Zur Veränderung der Umgebungstemperatur wurde die Heizleistung der Lüftungsanlage in der Versuchshalle variiert. Hierdurch konnte eine Temperaturänderung von bis zu 16 K erreicht werden. Dies entspricht in etwa der durchschnittlich gemessenen, tageszeitbedingten Temperaturänderung im Karosserierohbau eines Automobilherstellers während eines heißen Sommermonats.

Die interne Erwärmung des Roboters wurde durch den Bewegungsablauf während der Meßzyklen bewirkt. Für die Untersuchungen wurde ein Zweischichtbetrieb mit insgesamt 16 Betriebsstunden simuliert. Dieser Betriebsphase folgte eine 8 Stunden lange Betriebspause. Während dieser Pause stand der Roboter überwiegend still, sodaß eine Abkühlung der Struktur erfolgen konnte.

Zur Erfassung der abnehmenden Temperaturdrift wurde alle 30 Minuten ein Meßzyklus mit reduzierter Verfahrensgeschwindigkeit durchlaufen. Im Anschluß daran wurde nochmals eine Betriebsphase von sechs Stunden ausgeführt.

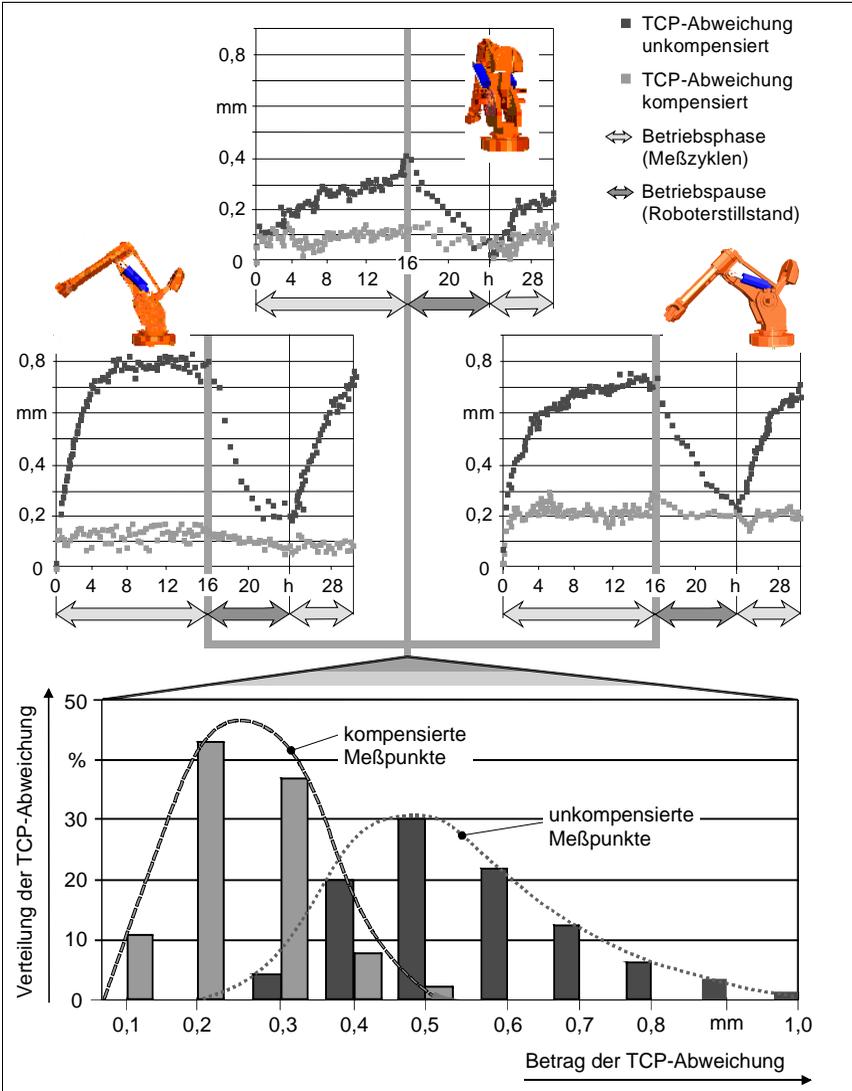


Bild 7.12: Positionsabweichung mit und ohne Kompensation

Zur Validierung des Optimierungseffekts mit implementierter Kompensation wurden 15 Versuchsreihen (acht bei konstanter sowie sieben bei variabler Umgebungstemperatur) durchgeführt. Hierbei wurden die 100 im Arbeitsraum verteilten Meßpunkte in den Meßzyklen sowohl unkompensiert als auch kompensiert angefahren. Dadurch gelang eine gute Veranschaulichung des erzielten Optimierungseffekts. Bild 7.12 zeigt exemplarisch für drei verschiedene Arbeitsraumposen die Auswirkung der Temperaturdrift mit und ohne Kompensation. Dargestellt ist jeweils der Betrag der vektoriellen Abweichung am TCP ($\sqrt{(\Delta x_k^2 + \Delta y_k^2 + \Delta z_k^2)}$, mit $k = k$ -ter Meßzyklus). Ferner ist die prozentuale Verteilung der TCP-Abweichungen mit und ohne Kompensation im Beharrungszustand über allen Versuchsreihen in dem darunterstehenden Diagramm zusammengefaßt.

An über 90% der untersuchten Punkte wurde die Temperaturdrift auf eine Abweichung von $\leq \pm 0,25$ mm reduziert. Dies entspricht einer Reduzierung der thermisch bedingten Positioniergenauigkeit um durchschnittlich 60%. Die statistische Auswertung der Untersuchungsergebnisse zeigt ferner, daß neben der mittleren Abweichung auch die Streuung der Positioniergenauigkeit um nahezu 45% verringert werden konnte.

Die Positioniergenauigkeit ist an den überprüften Arbeitsraumpunkten weitgehend unabhängig von variablen Betriebsbedingungen und robust gegenüber Umgebungseinflüssen. Mit Ausnahme von Posen im äußeren Randbereich des Arbeitsraums (extremale Soll-Winkelwerte der zweiten und dritten Bewegungsachse) erfüllt somit die Meßgenauigkeit der Kombination Roboter und laseroptischer Sensor die derzeit gestellten Anforderungen für den Einsatz in der automobilen Fertigungsmeßtechnik.

7.4 Bewertung des entwickelten Kalibrierverfahrens

Abschließend wird dargestellt, welcher wirtschaftliche und technologische Nutzen sich mit Hilfe des entwickelten Kalibrierverfahrens ergibt. Zuerst wird eine Bewertung basierend auf dem beschriebenen Anwendungsbeispiel vorgenommen. Eine allgemeine Beurteilung des technologischen sowie wirtschaftlichen Nutzens wird anhand eines Vergleichs alternativer Verfahren zur Minimierung der Temperaturdrift durchgeführt.

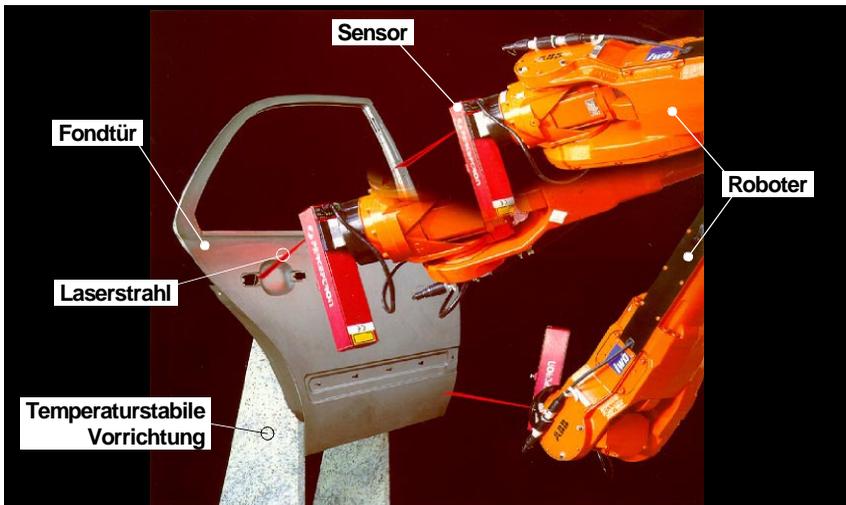


Bild 7.13: Industrieroboter als flexibles Inline-Meßsystem

7.4.1 Robotergestützte Inline-Meßtechnik im Vergleich zu herkömmlichen Meßmitteln

Die Kombination von Roboter und laseroptischem Sensor ist für viele Meßaufgaben, beispielsweise in der Automobilindustrie, sowohl aus technologischer als auch aus wirtschaftlicher Sicht, eine leistungsfähige Alternative zu herkömmlichen Meßmitteln.

Insbesondere bei der Nullserienfertigung und während der Anlaufphase eines neuen Modells sind Merkmale an den Blechteilen und an der Karosserie, die zur Überwachung der Stabilität des Produktionsprozesses erforderlich sind, noch nicht endgültig festgelegt. Da ein Roboter frei programmierbar ist, kann das Meßprogramm entsprechend der veränderten Anforderungen mit geringem Aufwand modifiziert bzw. erweitert werden. Eine Anpassung der Meßaufgabe an die Erfahrungswerte während des Produktanlaufs kann so unmittelbar realisiert werden. Darüberhinaus kann die Meßaufgabe auch während der Hauptphase der Produktion mit geringem Rüstaufwand, durch Programmieren neuer Meßposen, verändert werden.

Neben der größeren Flexibilität eines robotergestützten Meßsystem ergeben sich auch wirtschaftliche Vorteile gegenüber derzeit eingesetzter manueller

oder automatisierter Meßsysteme. Die Kosten für eine Stahllehre, beispielsweise für einen Kfz-Türensatz, betragen etwa 150 bis 200 TDM. Demgegenüber stehen in etwa gleich hohe Investitionen für einen Standardroboter mit laseroptischem Meßsystem und implementierter Kompensations-Software. Hinzuzurechnen sind noch Kosten für die Peripherie, Vorrichtungen zur Aufnahme der Meßobjekte und Sicherheitseinrichtungen. Ein wirtschaftlicher Einsatz ist in diesem Fall dann zu erwarten, wenn in einer Meßzelle mehrere unterschiedliche Meßaufgaben (Karosserieteile, ZB-Abschnitte), für die seither getrennte Meßaufbauten notwendig waren, mit einem Roboter durchgeführt werden.

Das weitaus größere wirtschaftliche Potential liegt bei stationären Inline-Meßzellen. Derzeit werden die Zusammenbauabschnitte einer Karosserie in der Rohbaulinie mit bis zu 100 stationär angebrachten, laseroptischen Sensoren je ZB-Abschnitt vermessen. Mit jedem dieser Sensoren kann in der Regel lediglich ein Merkmal an der Rohkarosse überprüft werden. Das hat Investitionskosten für eine Meßzelle in siebenstelliger DM-Höhe zur Folge. Werden zukünftig diese Stationen beispielsweise durch zwei oder vier sensorbestückte Roboter ersetzt, halbieren sich allein schon die Investitionskosten. Zudem kann durch den Einsatz von Robotern der Nutzungsgrad des Meßsystems deutlich erhöht werden. Änderungen der Meßaufgabe, beispielsweise durch einen Modellwechsel oder durch Erweiterungen des Prüfumfangs, sind innerhalb kurzer Zeit durchführbar, da lediglich neue Meßprogramme für den Roboter erstellt werden müssen. Dadurch verringern sich in erheblichem Maße die erforderlichen Rüstkosten.

7.4.2 Vergleich unterschiedlicher Verfahren zur Minimierung der Temperaturdrift

Konkurrierende kompensatorische Verfahren, die ebenfalls zur Minimierung der Temperaturdrift während des Betriebs eingesetzt werden können, sind Verfahren, die sich auf eine sogenannte direkte oder indirekte Verformungsmessung an der Roboterstruktur stützen.

Sowohl diese als auch das im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelte Verfahren sind lediglich prototypenhaft realisiert bzw. werden derzeit auf ihre Serientauglichkeit hin überprüft. Eine **quantitative Bewertung** der unterschiedlichen Verfahren ist daher an dieser Stelle nur unter Vernachlässigung

diverser Erfahrungswerte, wie beispielsweise Instandhaltungsaufwand, Ausfallzeit, Verfügbarkeit sowie Zuverlässigkeit und den damit verbundenen Kosten möglich. Der Maschinenstundensatz wird somit bei den drei Verfahren im wesentlichen durch die für die Meßdatenerfassung erforderliche Sensorik und deren Integration bestimmt. Die nachfolgenden Berechnungen basieren auf folgenden Annahmen:

- Beschaffungskosten für Roboter: 90.000 DM
- Nutzungszeit: 220 Arbeitstage/Jahr x 16 h/Tag = 3.520 h/Jahr
- Kalkulatorische Abschreibung: 8 Jahre
- Kalkulatorischer Zinssatz: 9 %
- Raumkosten: 140 DM/m² pro Jahr x 10,7 m² = 1.500 DM/Jahr

Bei der **direkten Verformungsmessung** werden die Meßdaten zur Kompensation der Temperaturdrift anhand in bzw. an der Roboterstruktur angebrachten Laserfluchtungssystemen und Präzisionswinkelmeßsystemen generiert. Die Kosten für die zum Einsatz kommende Sensorik sowie deren Implementierung sind in etwa gleichzusetzen mit den Beschaffungskosten für den Roboter. Daraus ergibt sich ein Maschinenstundensatz von **ca. 9,10 DM/h**.

Im Fall der **indirekten Verformungsmessung**, hier erfolgt die Kompensation anhand einer FE-gestützten Temperaturverformungsberechnung, müssen mehrere Thermoelemente an geeigneten Meßstellen an bzw. in der Roboterstruktur angebracht werden. Der Gesamtaufwand für die Integration dieses Verfahrens kann mit ca. DM 30.000,- veranschlagt werden. Hieraus ergibt sich dann für diese Lösung ein Maschinenstundensatz von **ca. 6,20 DM/h**.

Für das in dieser Arbeit entwickelte **Kalibrierverfahren zur steuerungstechnischen Kompensation** kann zur Bestimmung der betriebsabhängigen TCP-Abweichungen ein taktiles oder berührungsloses 3D-Meßsystem zum Einsatz kommen. Zur Kostenberechnung können für die taktile Lösung ca. DM 20.000,- sowie für die berührungslose, laseroptische Lösung ca. DM 70.000,- als Zusatzinvestition angesetzt werden. In Abhängigkeit der Ausführung des verwendeten Meßsystems sowie der Kalibrierumgebung beträgt der Maschinenstundensatz dann zwischen **ca. 5,80 DM/h** und **ca. 8,20 DM/h**. Der letztgenannte Betrag bezieht sich auf die Verwendung des in *Abschnitt 7.2* beschriebenen laseroptischen Meßsystems.

Sollen die Roboter mit implementierter Kompensation als flexibles Inline-Meßsystem zum Einsatz kommen, muß, entsprechend dem in *Abschnitt 7.3.2* beschriebenen Anwendungsbeispiel, ein laseroptisches Meßsystem an der

Roboterhand adaptiert werden. Dies macht für die Verfahren der direkten und indirekten Verformungsmessung zusätzliche Investitionen in Höhe von ca. DM 70.000,- erforderlich. Für das Verfahren der **direkten Verformungsmessung** bedeutet dies eine Erhöhung des Maschinenstundensatzes auf **ca. 12,50 DM/h**, für das Verfahren der **indirekten Verformungsmessung** eine Erhöhung auf **ca. 9,60 DM/h**. Für das hier entwickelte Verfahren kann der oben bereits ermittelte Betrag von **ca. 8,20 DM/h** für die weitere Kalkulation verwendet werden (Tabelle 7.1).

Unter der oben getroffenen Annahme liegt somit der Maschinenstundensatz bei der direkten Verformungsmessung deutlich über den Werten der beiden alternativen Verfahren. Die betrachteten Verfahren unterscheiden sich jedoch grundlegend in dem für die Kompensation erforderlichen Zeitbedarf. Zudem kann lediglich bei dem Verfahren mit direkter Verformungsmessung die Kompensation online, d.h. hauptzeitparallel erfolgen. Grund hierfür ist die kurze Kompensationszeit von < 5 s. Bei den beiden anderen Verfahren wird für die Kompensation zwischen 30 und 90 s benötigt. In dieser Zeit kann der Roboter nicht für einen Meßzyklus (Arbeitszyklus) genutzt werden. Der Zeitbedarf für die Kompensation ist insbesondere bei der indirekten Verformungsmessung von der Komplexität der FE-Berechnung abhängig.

Verfahren	Maschinenstundensatz	Stundenleistung	Kosten/Meßzyklus
Direkte Verformungsmessung hauptzeitparallel Kalibrierung	12,50 DM/h	10 Meßzyklen	1,25 DM
Indirekte Verformungsmessung Kalibrierzeit 30 s Kalibrierzeit 90 s	9,60 DM/h	9 Meßzyklen 8 Meßzyklen	1,07 DM 1,20 DM
Kalibrierverfahren zur steuerungstechn. Kompensation Kalibrierzeit 30 s	8,20 DM/h	9 Meßzyklen	0,91 DM

Tabelle 7.1: Verfahrensvergleich bzgl. Maschinenstundensatz, Stundenleistung und Kosten pro Meßzyklus

Ohne Kompensation bzw. bei hauptzeitparalleler Kompensation ergibt sich bei einer möglichen Stundenleistung von beispielsweise 10 Meßzyklen (Untersuchungen ergaben eine Meßzykluszeit von ca. 8,5 min, ⇒ *Abschnitt 7.3.2*) eine theoretische Taktzeit von 360 s. Wird für einen Kompensationszyklus 30 bzw. 90 s benötigt, verringert sich die effektiv zur Verfügung stehende Nutzungszeit

des Roboters entsprechend der erforderlichen Kalibrierzyklen pro Stunde. Unter der Annahme, daß pro Betriebsstunde mindestens vier Kalibriervorgänge erforderlich sind, errechnet sich für die drei Verfahren eine sogenannte effektive Stundenleistung (Tabelle 7.1). Aus diesen Werten lassen sich die Kosten für einen Meßzyklus unter Berücksichtigung der jeweiligen Maschinenstundensätze berechnen.

Gemäß dieser Kostenabschätzung ist das in dieser Arbeit entwickelte Kalibrierverfahren um ca. 15% günstiger als die indirekte Verformungsmessung und um ca. 27% günstiger als die direkte Verformungsmessung.

Wie sensibel die Kosten/Meßzyklus auf Veränderungen der getroffenen Annahmen reagieren, wird am Beispiel der veranschlagten Kalibrierzeiten (indirekte Verformungsmessung) deutlich. Bei mangelnder Verfügbarkeit werden sich die Betriebskosten ähnlich gravierend erhöhen.

Ergänzend wird im folgenden noch eine **qualitative Bewertung** der beschriebenen Verfahren durchgeführt (Tabelle 7.2).

Durch das Anbringen zusätzlicher sensorischer Hardware (direkte und indirekte Verformungsmessung) wird aus einem Standardroboter eine Sondermaschine. Der steigende Komplexitätsgrad des Gesamtsystems kann sich negativ auf die Robustheit (z.B. Verfügbarkeit, Zuverlässigkeit) auswirken. Ferner erfordert die Integration dieser Meßtechnik (Thermoelemente, Laserfluchtungssystem u.a.) teilweise erhebliche konstruktive Veränderungen an der Roboterstruktur.

Kriterien \ Verfahren	Verformungsmessung		Kalibrierverfahren zur steuerungstechnischen Kompensation
	direkt	indirekt	
Konstruktiver Änderungsaufwand	○	●	●
Aufwand zur Erstellung des thermischen Fehlermodells	●	○	●
Aufwand bzgl. Übertragbarkeit auf verschiedene Robotertypen	●	○	●
Integrationsaufwand in bestehende Anlagen	○	●	●

● = gering; ● = mittel; ○ = hoch

Tabelle 7.2: Qualitativer Vergleich verschiedener Kompensationsverfahren

Der Aufwand zur Erstellung des thermischen Fehlermodells ist insbesondere bei dem Verfahren mit indirekter Verformungsmessung erheblich. Gründe hierfür sind im wesentlichen der erhöhte experimentelle Aufwand zur Ermittlung relevanter Temperaturmeßstellen und der damit verbundenen FE-gestützten Modellierung des Temperaturverformungsverhaltens der einzelnen Strukturelemente. Besonders schwierig ist hierbei die exakte Abbildung der thermisch bedingten Effekte in den Antriebssystemen. Zur Abstimmung von FE-Modell und den in der Praxis auftretenden Effekten sind daher detaillierte Untersuchungen der vielschichtigen Wirkzusammenhänge erforderlich.

Die Übertragbarkeit auf unterschiedliche Robotertypen ist bei keinem der Verfahren ohne eine eingehende Analyse der thermisch wirksamen Parameter und deren Wechselwirkungen möglich. Die in dieser Arbeit entwickelte Vorgehensweise bietet jedoch die Möglichkeit zur schnellen Erstellung eines minimalen, thermischen Fehlermodells, weitgehend unabhängig von der vorliegenden Kinematikstruktur. Entscheidend ist, daß bei der mathematischen Modellierung weder Materialinhomogenitäten noch die betriebsabhängige Ausprägung von Temperaturfeldern berücksichtigt werden müssen, da die Berechnung des aktuellen Verformungszustandes der Kinematik allein aus den gemessenen TCP-Abweichungen erfolgt.

Die Implementierung des entwickelten Kalibrierverfahrens in bereits im Betrieb befindliche Applikationen ist mit vertretbarem Aufwand realisierbar. Hierzu muß, im Anschluß an die Grundkalibrierung, neben der Kalibriersoftware lediglich die Sensorik zur Erfassung der TCP-Abweichung in die Roboterzelle integriert werden. Da die Lage der Referenzpunkte im Arbeitsraum weitestgehend frei wählbar ist, kann das Verfahren auch in Zellen mit sehr geringem Platzangebot integriert werden. Bei den beiden anderen Verfahren ist, aufgrund der erforderlichen, konstruktiven Veränderungen am Roboter, die Implementierung vor Ort nicht durchführbar.

Ein weiterer Vorteil des hier entwickelten Verfahrens ist, daß der Sensor zur Kalibrierdatenerfassung sowohl am TCP mitgeführt als auch stationär im Arbeitsraum positioniert werden kann. Ist der Endeffektor beispielsweise aufgrund der Bearbeitungsaufgabe einer hohen thermischen Belastungen ausgesetzt, kann an der Roboterhand lediglich der Kalibrierkörper angebracht werden. Die Sensorik wird an einer geschützten Stelle des Arbeitsraums plaziert.

Wichtig für einen möglichst effizienten Einsatz des Kalibrierverfahrens ist, daß die Grundkalibrierung bereits beim Systemlieferanten erfolgt. Dies kann durch

eine erweiterte Endprüfung, basierend auf den Planungsdaten der jeweiligen Roboterzelle, nach der Endmontage des Roboters realisiert werden. Der Anwender muß dann lediglich den Roboter einschließlich der vom Hersteller vordefinierten Kalibrierumgebung in die geplante Roboterzelle integrieren und in Betrieb nehmen.

Unwirtschaftlich ist, wie in der Kostenabschätzung nachgewiesen wurde, die zur Kalibrierung notwendige Unterbrechung des eigentlichen Arbeitsprogramms. In diesen Nebenzeiten ist der Roboter für die Produktion nicht verfügbar. Abhilfe könnte durch eine hauptzeitparallele Kalibrierung geschaffen werden. Voraussetzung hierfür ist eine Vorrichtung (z.B. Laserinterferometer), die eine Temperaturdrifterfassung simultan zur Bewegung des Roboters erlaubt. Derartige Meßsysteme sind in der Regel jedoch sehr teuer. Daher ist im einzelnen Anwendungsfall eine erweiterte Wirtschaftlichkeitsbetrachtung erforderlich, um daraus die Entscheidung zu treffen, ob die Kompensation online (hauptzeitparallel) oder offline (wie hier vorgestellt) zu erfolgen hat.

Zusammenfassend läßt sich aussagen, daß mit dem entwickelten Kalibrierverfahren eine Möglichkeit geschaffen wurde die Posegenauigkeit von Standardrobotern wesentlich zu verbessern und zwar weitgehend unabhängig:

- vom Bereich des genutzten Arbeitsraumes,
- von der statischen und dynamischen Belastung des Roboters,
- vom Betriebszustand des Roboters und
- von den produktionstechnischen Randbedingungen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Konzeption, Entwicklung und Erprobung eines Kalibrierverfahrens zur steuerungstechnischen Kompensation der Auswirkungen thermischer Einflüsse auf die Pose-Genauigkeit von Industrierobotern.

Während des Betriebs verursacht der Einfluß innerer und äußerer Wärmequellen, gekennzeichnet durch die Verlustleistung in den Antrieben sowie tages- bzw. jahreszeitbedingte Veränderungen des Hallenklimas, Verformungen der Roboterstruktur und Positionierfehler in den Bewegungsachsen. Die Steuerung und Regelung von Position und Orientierung des Endeffektors erfolgt bei der Bewegungsplanung jedoch auch bei modernen Robotersystemen nach wie vor über vordefinierte stationäre Systemparameter. Thermisch bedingte Verformungseffekte führen daher zu betriebsabhängigen Verlagerungen am TCP und in Folge zu Pose- und Bahnungenauigkeiten.

Die Motivation der Arbeit ist in der zunehmenden Forderung an eine wirtschaftliche, robotergestützte Automatisierung verschiedener Produktionsprozesse begründet, bei gleichzeitiger Erfüllung von gesteigerten Genauigkeitsansprüchen. In der Literatur sind hierzu verschiedene bereits realisierte oder als Konzepte bestehende Lösungen zur Genauigkeitssteigerung an Industrierobotern aufgeführt. Die meisten Verfahren dienen dabei lediglich zur Reduzierung fertigungs- und montagebedingter Einflußgrößen. Hierbei bleiben betriebsabhängige Einflüsse vollständig unberücksichtigt. Bekannte Verfahren zur Minimierung der Temperaturdrift sind in der Regel Speziallösungen, die alleinig Einzeleffekte an ausgewählten Robotertypen berücksichtigen. Umfassende, prinzipiell auf verschiedene Roboterstrukturen übertragbare Kompensationsmethoden, auf Basis von Temperaturverformungsmodellen, haben bisher in der Praxis wenig Akzeptanz erzielen können. Wesentliche Gründe hierfür sind die aufwendige FEM-basierte Modellierungsart sowie die oft umfangreichen konstruktiven Veränderungen an der Roboterstruktur.

Kern dieser Arbeit ist die Entwicklung einer Kompensationsstrategie, basierend auf einer numerischen Identifikation der thermisch bedingten Verformungseffekte. Die aktuellen Verformungseffekte werden dabei aus den Geberwerten der Bewegungsachsen und der TCP-Position in speziell ausgewählten Roboterstellungen berechnet. Das der Identifikation zugrunde gelegte thermische Fehlermodell, umfaßt ein geometrisch-kinematisches Modell,

durch welches die Bewegung des Robotersystems unter Berücksichtigung der aktuellen Verformungseffekte beschrieben wird.

Zur Ermittlung der Verformungseffekte an Achsverbindungselementen und Bewegungsachsen wurde eine systematische Vorgehensweise entwickelt, die auf einer sequentiellen Vermessung der Roboterstruktur basiert. Ergebnis ist eine Auswahl signifikanter thermischer Parameter, anhand derer die temperaturabhängigen Wechselwirkungen im thermischen Fehlermodell hinreichend genau beschrieben werden können. Die Art und Anzahl der relevanten thermischen Parameter bedingt dabei die mathematische Form des Fehlermodells. Insbesondere komplexe Verformungen erfordern eine Beschreibung der kinematischen Kette gemäß den Konventionen von Denavit und Hartenberg sowie Hayati.

Aufgrund der geometrisch-kinematischen Zusammenhänge haben thermische Fehlermodelle insbesondere dann, wenn Winkelfehler der Bewegungsachsen zu berücksichtigen sind, eine nicht-lineare Beschreibung der thermischen Effekte zur Folge. Die Identifikation der thermischen Parameter kann daher nur mittels numerischer Lösung des thermischen Fehlermodells erfolgen. Eingangswerte zur Berechnung der aktuellen Parameterwerte sind die thermisch bedingten Abweichungen des Roboters an mehreren Kalibrierpunkten im Arbeitsraum. Zur Gestaltung der benötigten Kalibrierumgebung werden entsprechende Richtlinien aufgestellt.

Die Leistungsfähigkeit des entwickelten Kalibrierverfahrens wird an einem Vertikalknickarmroboter mit geschlossener Teilkette überprüft. Als Anwendungsbeispiel wird der Einsatz dieses Standardroboters für Meßaufgaben im Karosseriebau der Automobilindustrie gewählt. Zur Vermessung von Karosserieteilen wird ein laseroptischer Sensor am Endeffektor angebracht. Die Eingangsdaten für die Parameterberechnung werden ebenfalls über den am TCP angeflanschten Sensor erfaßt. Unter verschiedenen Betriebsbedingungen kann mit Hilfe des Kalibrierverfahrens eine Reduzierung der Temperaturdrift um durchschnittlich 60% erzielt werden.

Neben dem Robotereinsatz in der Fertigungsmeßtechnik gibt es weitere Applikationen mit vergleichbar hohen Anforderungen an die Genauigkeit. Zu nennen sind hier die robotergestützte Präzisionsmontage oder –bearbeitung. Die Implementierung des Kalibrierverfahrens, insbesondere die Auswahl und Integration einer geeigneten Sensorik sowie die Gestaltung des Kalibrierablaufs

während des Betriebs, muß jedoch an die speziellen technologischen Anforderungen dieser Anwendungsgebiete angepaßt werden.

Mit dem Ziel einer vereinfachten Erstellung thermischer Fehlermodelle gilt es zu prüfen ob Kalibrierverfahren, die derzeit zur Generierung von konstruktions-, fertigungs- und montagebedingter Fehlergrößen erprobt werden, auch auf das temperaturabhängige Verformungsverhalten von Industrierobotern übertragbar sind. Die Identifikation kompensationsrelevanter thermischer Parameter könnte dann bei der Grundkalibrierung, anstatt mittels sequentieller Vermessung der Roboterstruktur, durch Absolutmessung verschiedener Endeffektorpositionen und einer anschließenden rein numerischen Bestimmung der signifikanten thermischen Parameter erfolgen. Grundlegende Voraussetzung für das Gelingen dieses Optimierungsansatzes ist u.a., daß die numerisch identifizierten Parameterwerte eine höchst mögliche Verlässlichkeit aufweisen. D.h., daß eine geringe Streuung bei der Parameterberechnung gewährleistet werden kann und somit eine sichere, eindeutige Zuordnung der Parameterwerte zu den realen Gegebenheiten bei Veränderung des thermischen Zustandes der Roboterstruktur gegeben ist.

9 Literaturverzeichnis

ALBRIGHT UND SCHRÖER 1992

Albright, S.L., Schröer, K.: Practical Error Compensation for Use in Off-Line Programming of Robots. Robotic Systems. Amsterdam: Kluwer 1992.

ALBRIGHT UND GRETHLEIN 1997

Albright, S.L., Grethlein, M.: Complete, Minimal and Model-Continuous Kinematic Models for Robot Calibration. Robotics&Computer-Integrated Manufacturing, Vol. 13/1, 1997, S. 73-85.

BARD 1974

Bard, Y.: Nonlinear Parameter Estimation. New York: Academic Press 1974 (Dissertation).

BAUER 1998

Bauer, L.: Strategien zur rechnergestützten Off-Line Programmierung von 3D-Laseranlagen. Berlin: Springer, 1998 (iwv-Forschungsberichte 120).

BEHRENS UND BERG 1987

Behrens, A.; Berg, J.O.: Positioniergenauigkeit von Industrierobotern. In: VDI-Z 129 (1987) 3, S. 57-61.

BERG 1990

Berg, J.: Ein Meß- und Berechnungsverfahren zur Bestimmung und Verbesserung spezieller Kenngrößen beliebiger Industrieroboter. Hamburg: 1990 (Dissertation).

BOLEY 1957

Boley, B.A.: The Calculation of Thermoelastic Beams. In: Aeronautical Engineering Review (1957) 2, S. 139-141.

BORM UND MENQ 1989

Borm, J.-H.; Menq, C.-H.: Experimental Study of Observability of Parameter Errors in Robot Calibration. In: Robotics and Automation, IEEE 1989, S.587-592.

BRONSTEIN 1987

Bronstein, I.N.: Taschenbuch der Mathematik. Frankfurt a. M.: Harri Deutsch 1987.

BREYER UND PRESSEL 1992

Breyer, K.-H.; Pressel, H.-G.: Auf dem Weg zum thermisch stabilen Koordinatenmeßgerät. QZ Qualität und Zuverlässigkeit 37 (1992) 1, S. 36-41.

BRÜSTLE 1986

Brüstle, M.: Numerical Error Compensation on Industrial Robots. In: Proceedings of the 16th International Symposium on Industrial Robots. Brüssel, 1986, S. 309-320.

BRUCE ET AL. 1993

Bruce, W.; Keith, O.; Gaston, H.: Maple V, First Leaves. New York: Springer 1993.

CRAIG 1986

Craig, J.: Introduction to Robotics, Mechanics & Control. 1. Auflage, Reading, Mass: Addison-Wesley Publishing Company 1986.

DE HAAS 1975

de Haas, P.: Thermisches Verhalten von Werkzeugmaschinen unter besonderer Berücksichtigung von Kompensationsmöglichkeiten. Berlin: 1975 (Dissertation).

DE HAAS 1976

de Haas, P.: Kompensation thermisch bedingter Störeinflüsse an Werkzeugmaschinen. Industrie-Anzeiger 98 (1976) 8, S. 136-137.

DENAVID UND HARTENBERG 1955

Denavit, J.; Hartenberg, R.S.: A Kinematic Notation for Lower-Pair Mechanisms Based on Matrice. ASME Journal of Applied Mechanics Vol. 22, 1955, S. 215-221.

DENKER 1968

Denker, B.: Untersuchungen über das thermische Verhalten von Drehmaschinen unter besonderer Berücksichtigung ihrer konstruktiven Gestaltung. Berlin: 1968 (Dissertation).

DENNIS UND SCHNABEL 1983

Dennis, J.E.; Schnabel, R.B.: Numerical Methods for Unconstrained Optimization and Nonlinear Equations. Englewood Cliffs: Prentice-Hall 1983.

DEUFLHARD 1992

Deuffhard, P.: Newton Techniques for Highly Nonlinear Problems – Theory, Algorithm, Codes. New York: Academic Press 1992.

DEUTSCHLÄNDER 1986

Deutschländer, A.: Rechnerunterstützte Layout-Planung für Industrieroboteranwendungen, *ZwF* 81 (1986) 10, S. 515-522.

DIEWALD 1995

Diewald, B.: Über-alles-Kalibrierung von Industrierobotern zur lokalen Minimierung der Posefehler. Saarbrücken: 1995 (Dissertation).

DIN EN 29283 1993

DIN EN 29283: Industrieroboter - Leistungskriterien und zugehörige Testmethoden. Köln: Beuth 1993.

DIN 8602 1982

DIN 8602: Verhalten von Werkzeugmaschinen unter statischer und thermischer Beanspruchung. Köln: Beuth 1982.

DOBRINSKI ET AL. 1984

Dobrinski, P.; Krakau, G.; Vogel, A.: Physik für Ingenieure. 6. Auflage, Stuttgart: Teubner 1984.

DRIELS UND PATHRE 1994

Driels, M.R.; Pathre, U.S.: Robot Calibration Using an Automatic Theodolite. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 9 (1994), S. 114-125.

DUELEN UND SCHRÖER 1990

Duelen, G.; Schröer, K.: Praktische Resultate der Roboter-Kalibration. In: *ZwF* 85 (1990) 2, S. 113-116.

DUELEN UND SCHRÖER 1991

Duelen, G.; Schröer, K.: Roboter-Kalibration durch Abstandsmessungen. In: *Robotersysteme* 7 (1991), S. 33-36.

DUELEN ET AL. 1992

Duelen, G.; Ueckerdt, R.; Grethlein, M.: Genauigkeitskenngrößen von Industrierobotern gemäß ISO 9283 automatisch bestimmen. In: *ZwF* 87 (1992)9, S. 506-508.

FISCHER 1970

Fischer, H.: Beitrag zur Untersuchung des thermischen Verhaltens von Bohr- und Fräsmaschinen. Berlin: 1970 (Dissertation).

FUJITA ET AL. 1993

Fujita, M.; Mizuno, H.; Fujita, Y.: Measurement System for Robotic Adaptive Control Applications. In: 24th ISIR, 1993, S. 925-930.

GERSTMANN 1991

Gerstmann, U.: Robotergenauigkeit: Der Getriebeeinfluß auf die Arbeits- und Positionsgenauigkeit. Düsseldorf: VDI 1991 (Dissertation).

GÖLDNER 1979

Göldner, H.: Lehrbuch Höhere Festigkeitslehre. Weinheim: Physik 1979.

GOSSEL 1996

Gossel, O.: Steigerung der Genauigkeit von Industrierobotern basierend auf einer durchgängigen Genauigkeitsanalyse. Hamburg: 1996 (Dissertation).

GOSWANNI ET AL. 1993

Goswanni, A.; Quaid, A.; Peshkin, M.: Complete Parameter Identification of a Robot from partial Pose Information. In: Robotics and Automation. IEEE 1993, S. 168-173.

GRETHLEIN UND UECKERDT 1994

Grethlein, M.; Ueckerdt, R.: Meßtechnische Leistungskriterien für Industrieroboter: Verläßlichkeit des Standards ISO 9283. In: Technisches Messen 61 (1994) 3, S. 122-132.

HÄMMERLIN UND HOFFMANN 1989

Hämmerlin, G.; Hoffmann, K.-H.: Numerische Mathematik. Berlin, Heidelberg: Springer 1989.

HASEGAWA 1973

Hasegawa, Y.: Analysis and Classification of Industrial Robot Characteristics. In: Proceedings 3. International Symposium On Industrial Robots, 1973, S. 53-69.

HAYATI UND MIRMIRANI 1985

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

HEISEL 1980

Heisel, U.: Ausgleich thermischer Deformationen an Werkzeugmaschinen. München: Carl Hanser 1980 (Dissertation).

HEISEL ET AL. 1997

Heisel, U.; et al.: Thermal behaviour of Industrial Robots and Possibilities for Error Compensation. In: CIRP Annals Vol. 46/1/1997, S. 283-286.

HERRMANN 1975

Herrmann, G.: Übersicht über Anwendungen von Industrierobotern. In: Erfahrungsaustausch Industrieroboter '75, Vortrag Nr. 7, 5. Arbeitstagung des IPA und der Universität Stuttgart, 1975.

HINÜBER 1993

von Hinüber, E.: Bahn- und Positionsvermessung von Industrierobotern mit inertialen Meßsystemen. Saarbrücken: 1993 (Dissertation).

HÖRHAGER ET AL. 1996

Hörhager, M.; Partoll, H.: MathCAD 6.0, Plus 6.0 - Bedienung und Anwendung in Ausbildung und Praxis. Bonn: Addison Wesley 1996.

HOFER UND LUNDERSTÄDT 1975

Hofer, E.; Lunderstädt, R.: Numerische Methoden der Optimierung. München, Wien: Oldenbourg 1975.

HOFFMANN 1992

Hoffmann, Ch.: Konzeption und Realisierung eines fertigungsintegrierten Koordinatenmeßgerätes. Karlsruhe: Grässer 1992 (Dissertation).

HOLLERBACH UND BENNETT 1988

Hollerbach, J.M.; Bennett, D.J.: Automatic Kinematic Calibration Using a Motion Tracking System. Robotics Research. MIT Press: 1988, S. 192-198.

ISO 9283 1991

ISO 9283: International Standard, Manipulating Industrial Robots – Performance Criteria and Related Test Methods'. Genf: 1991.

JANOCHA ET AL. 1989

Janocha, H.; Hinüber, E.; Diewald, B.; Godding, R.: Photogrammetrically aided inertial measurement system for static and dynamic measurement and calibration of IR. 1989, S. 586-595.

JIANG 1988

Jiang, B.: A Review of Recent Developments in Robot Metrology. Journal of Manufacturing Systems 7 (4) 1988, S. 339-357.

KATO ET AL. 1985

Kato, H.; Sato, A.: Mitsubishi Denki Kabushiki Kaisha: Industrial Robot System. US-Patent: US 4.668.157, 1985.

KERSTEN 1983

Kersten, A.: Geometrisches Verhalten von Werkzeugmaschinen unter statischer und thermischer Last. Aachen: 1983 (Dissertation).

KHALI ET AL. 1989

Khali, W.; Caenen, J.L.; Enguehard, C.: Identification and Calibration of the geometric Parameters of Robots. In: Experimental Robotics, Montreal 1989, S. 528-538.

KIM 1994

Kim, M.S.: Calibration System for Compensation of Arm Length Variation of an Industrial Robot due to peripheral Temperature Change. US-Patent: US 5.400.638, 1994.

KIMMELMANN 1991

Kimmelman, W.I.: Robotergestützte Bereitstellung und Bedienung von Meß- und Prüfvorrichtungen. Düsseldorf: VDI 1991 (Dissertation).

KREUZER ET AL. 1994

Kreuzer, E.J. et al.: Industrieroboter – Technik, Berechnung und anwendungsorientierte Auslegung. Berlin: Springer 1994.

KÜHN UND VISSER 1992

Kühn, W.; Visser, A.: Identifikation der Systemparameter 6-achsiger Gelenkarmroboter mit Hilfe der Evolutionsstrategie. Robotersysteme 8 (1992), S. 123-133.

LAWSON UND HANSON 1974

Lawson, C.L.; Hanson, R.J.: Solving Least Squares Problems. Englewood Cliffs, Prentice-Hill 1974.

LEICA 1997

Leica GmbH: Produkthandbuch 3D-Laser Tracking System – Hardware. Produkthandbuch. Schweiz: 1997.

LEUKEFELD 1987

Leukefeld, J.: On-Line Verformungsmessung an Industrierobotern. In: VI-Berichte 643. Düsseldorf: VDI-Verlag 1987, S 125-142.

LOMBARD UND PERROT 1983

Lombard, J.; Perrot, J.C.: Automatic Measurement of the Positioning Accuracy of Industrial Robots. In: Annals of the CIRP, Vol. 32/1/1983, S. 32-38.

MAGNUS UND MÜLLER 1982

Magnus, K.; Müller, K.H.: Grundlagen der technischen Mechanik. Stuttgart: Teubner 1982.

MCKEOWN ET AL. 1995

McKeown, P. A., Weck, M., Bonse, R.: Reduction and Compensation of Thermal Errors in Machine Tools. In: Annals of the CIRP (Keynote Paper), Vol. 44/2/1995.

MENQ UND BORM 1988

Menq, C.-H.; Borm, J.-H.: Statistical Measure and Characterization of Robot Errors. In: Robotics and Automation. IEEE 1988, S. 926-931.

MEYER 1992

Meyer, R.: Einsatz geodätischer Meßtechnik bei der Roboter- und Fertigungszellenvermessung. VDI-Berichte 921 (1992), S. 129-136.

MEYER 1994

Meyer, R.: Der Einsatz automatisierter Theodolite zur Parameteridentifikation bei Industrierobotern. Hannover: 1994 (Dissertation).

MILBERG UND DIESS 1987

Milberg, J.; Diess H.: Optimierung der Montagetechnik durch rechnerunterstützte Planungssysteme, Zwf 82 (1987) 4, S. 190-195.

MITSUISHI ET AL. 1996

Mitsubishi, M.; Okumura, T.: Sugita, N.; Hatamura, Y.; Nagao, T.: Thermal Deformation Compensation for a MC and a CMM Based an Internal Monitoring Using a Neuronal network with a Genetic Algorithm. In: Supervising and Diagnostics of Machining Systems. Karpacz: 1996.

MOCTEZUMA 1995

Moctezuma de la Barrera, J.L.: Ein durchgängiges System zur computer- und robotergestützten Chirurgie. Berlin: Springer, 1998 (iwb-Forschungsberichte 99).

MOORING UND PADAVALA 1991

Mooring, B.W.; Padavala, S.S.: The Effect of Kinematic Model Complexity on Manipulator Accuracy. In: Robotics and Automation. IEEE 1991, S. 593-598.

N.N. 1992

N.N.: Europäischer Robotermarkt 1992. Landsberg: Moderne Industrie 1992.

N.N. 1994

N.N.: Industrieroboter mit neuartigem Fachwerkkonzept. In: Zwf 89 (1994) 9, S. 426.

OVERBECK 1992

Overbeck, Th.: Beitrag zur Steigerung der Leistungsfähigkeit von Horizontal-Kickarm-Robotern. Hamburg: 1992 (Dissertation).

PALZER 1995

Palzer, C.: Positioniergenauigkeit von Industrierobotern. In: Fertigungstechnisches Seminar der TU-Hamburg-Harburg. Hamburg: 1995.

PAPAGEORGIU 1991

Papageorgiou, M.: Optimierung. München: Oldenbourg 1991.

PAUL 1981

Paul, R.P.: Robot Manipulators: Mathematics, Programming and Control. In: MIT Press. Cambridge: 1981.

PERCEPTRON 1993

Perceptron GmbH (Hrsg.): Perceptron Annual Report 1993, Sensing the Future. Poing: 1993.

PETERS 1985

Peters, K.: Ein Beitrag zur Berechnung und Kompensation von Positionierfehlern an Industrierobotern. Karlsruhe: Grässer 1985 (Dissertation).

PRITCHOW ET AL. 1994

Pritchow, G. et al.: Roboteranwendungen für die flexible Fertigung. München: Hanser, 1994.

RADEMACHER 1992 A

Rademacher, L.: Wie genau arbeiten Roboter – Teil 1. In: Roboter 5/1992, S. 50-52.

RADEMACHER 1992 B

Rademacher, L.: Wie genau arbeiten Roboter – Teil 2. In: Roboter 5/1992, S. 30-32.

RADEMACHER 1992 C

Rademacher, L.: Wie genau arbeiten Roboter – Teil 3. In: Roboter 5/1992, S. 60-62.

RALL ET AL. 1992

Rall, K.; Wollnack, J.; Schwill, C.: Roboterkoordinatensystem Ursprungsbestimmung mit Hilfe der robotereigenen Sensorik unter Berücksichtigung des Genauigkeitsverhaltens. In: Robotersysteme (1992) 8, S. 171-181.

REINHART ET AL. 1995

Reinhart, G.; Gräser, R.-G.; Lindermaier, R.; Heisel, U.; Richter, F.; Stehle, Th.: Eine Fehlerquelle wird beseitigt - Einfluß des thermischen Verhaltens auf die Arbeitsgenauigkeit. In: Roboter 8/1995, S. 32-34.

REINHART ET AL. 1996

Reinhart, G.; Eich, B., Gräser, R.-G., Lindermaier, R.: Robust assembly processes as a means of achieving systemability. In: CIRP Annals Vol. 45/1/1996, S. 7-10.

REINHART UND GRÄSER 1998

Reinhart, G.; Gräser, R.-G.: On-Line-Kompensation der Temperaturdrift. Werkstattstechnik Wt, 1/2 (1998), S. 29-32.

REINHART ET AL. 1998 A

Reinhart, G.; Gräser, R.-G., Klingel, R.: Einsatz von Standardrobotern in der Fertigungsmeßtechnik. Maschinenmarkt MM 14 (1998), S. 48-52.

REINHART ET AL. 1998 B

Reinhart, G.; Gräser, R.-G., Klingel, R.: Qualification of Standard Industrial Robots to Cope with Sophisticated Assembly Tasks. In: CIRP Annals Vol. 47/1/1998, S. 1-4.

RENDERS ET AL. 1991

Renders, J.-M; Rossignol, E.; Becquet, M.; Hanus, R.: Kinematic Calibration and Geometrical Parameter Identification for Robots. In: Robotics and Automation, IEEE 1991, S. 721-731.

RICHTER 1997

Richter, F.: Erfassung und Ausgleich thermisch bedingter Verformungen an Industrierobotern. Tübingen: Köhler 1997 (Dissertation).

ROBOCAL 1994

RoboCal: Produkthandbuch, Data Files of Programs for Robot Calibration and Program Compensation, Version 2.1. Berlin: Springer 1994.

ROBCOMM 1996

RobComm: User's Guide. ABB Flexible Automation Inc.. New Berlin USA: Springer 1996.

SALJÉ 1967

Saljé, E.: Wärmedeformation und Steifigkeiten bei Werkzeugmaschinen. Wt Werkstatt und Betrieb 100 (1967) 3, S. 219-226.

SCHÄFER 1994

Schäfer, W.: Steuerungstechnische Korrektur thermoelastischer Verformungen an Werkzeugmaschinen. Aachen: 1994 (Dissertation).

SCHIELE 1987

Schiele, G.: Entwicklung eines Meßverfahrens zur Bestimmung des Positionier- und Orientierungsverhaltens von Industrierobotern. Stuttgart: Köhler 1987 (Dissertation).

SCHMIDT UND MINGES 1990

Schmidt, J., Minges, R.: Thermische Verlagerungen an Werkzeugmaschinen. In: wt Werkstattstechnik 80 (1990) 6, S. 577-580.

SCHRÖER 1993

Schröer, K.: Identifikation von Kalibrationsparametern kinematischer Ketten. München: Carl Hanser 1993 (Dissertation).

SCHULLER 1998

Schuller, R.W.: Leitfaden zum automatisierten Auftrag von hochviskosen Dichtmassen. Berlin: Springer 1998 (iwb-Forschungsberichte 117).

SCHUNK 1966

Schunk, J.: Über die Auswirkungen thermisch bedingter Verformungen auf die Arbeitsgenauigkeit von Werkzeugmaschinen. In: Industrie-Anzeiger 88 (1966) 93, S. 2021-2026.

SCHWINN 1992

Schwinn, W.: Grundlagen der Roboterkinematik. Liborius: Schwalbach 1992.

SPUR UND DENCKER 1967

Spur, G.; Dencker, B.: 1. Bericht über Untersuchungen thermischer Verformungen von Werkzeugmaschinen: Zusammenstellung und Auswertung des Schrifttums. Frankfurt/Main: 1967. (VDW Forschungsbericht).

SPUR UND DENCKER 1968

Spur, G.; Dencker, B.: Wärmeentwicklung und Wärmeaustausch an Werkzeugmaschinen. Werkstattstechnik 58 (1968) 6, S. 260-264.

SPUR 1996

Spur, G.: Die Genauigkeit von Maschinen: Eine Konstruktionslehre. München, Wien: Hanser 1996.

STEHLE 1997

Stehle, Th.: Berechnung thermischer Verformungen und Verlagerungen an Werkzeugmaschinen und Möglichkeiten zur Kompensation. Stuttgart: Köhler 1997 (Dissertation).

STONE UND SANDERSON 1987

Stone, H.W.; Sanderson, A.C.: A Prototype Arm Signature Identifikation System. In: Robotics and Automation (1987), S. 175-182.

STOER 1979

Stoer, J.: Einführung in die Numerische Mathematik. 1. Band. Berlin: Springer 1979.

TANG UND MOORING 1992

Tang, G.-R.; Mooring B.W.: Plane-Motion Approach to Manipulator Calibration. Journal of Advanced Manufacturing Technology 7 (1992). S. 21-28.

TERWISSEN 1988

Terwissen, B.: Grundsatzuntersuchungen zum Einsatz von Industrierobotern in der Fertigungsmeßtechnik „Möglichkeiten und Grenzen“. Aachen, 1988 (Dissertation).

THATER 1993

Thater, G.: Verfahren zur Bestimmung der Posegenauigkeit und zur Fehlerkompensation Off-Line programmierter Industrieroboter. Hamburg: 1993 (Dissertation).

THATER ET AL. 1994

Thater, G.; Behrens, A.; Roos, E.: Reproducible Comparison Tests for Industrial Robots. In: Proc. 25th International Symposium on Industrial Robots, Hannover, 1994, S. 491-497.

TORII 1990

Torii, N.: Positioning Correction for Robots. EU-Patent 0 411 139 A1, 1990.

TRUNZER 1996

Trunzer, W.: Strategien zur On-Line Bahnplanung bei Robotern mit 3D-Konturfolgesensoren. Berlin: Springer 1996 (iwb-Forschungsberichte 94).

VDI-BERICHTE 1990

VDI-Berichte, Verein Deutscher Ingenieure (Hrsg.): Fertigungsmeßtechnik und Qualitätssicherung, Fachkongreß zur MICROTECHNIC `90. Düsseldorf: VDI 1990.

VDI 2860 1987

VDI-Richtlinie 2860: Blatt 1 Handhabungsfunktionen, Handhabungseinrichtungen, Begriffe, Definitionen, Symbole. Düsseldorf: VDI 1987.

VDI 2860 1988

VDI-Richtlinie 2860: Blatt 2+3 Kenngrößen für Industrieroboter: Einsatzspezifische Kenngrößen. Düsseldorf: VDI 1988.

VDI 2861 1989

VDI-Richtlinie 2861: Blatt 1-3 Kenngrößen für Industrieroboter. Düsseldorf: VDI 1989.

VEITSCHEGGER UND CHI-HAUR 1986

Veitschegger, W.K.; Chi-Haur, W.: Robot accuracy analysis based on kinematics. IEEE Journal of Robotics and Automation Vol. RA-2, No. 3 (1986) September, S.171-179.

WÄLDELE 1993

Wäldele, F.: Numerische Korrektur von Geometriefehlern und Temperatureinflüssen bei Koordinatenmeßgeräten. In: Koordinatenmeßtechnik. Remmingen-Malmsheim: Expert 1993, S. 18-32.

WARNECKE ET AL. 1980

Warnecke, H.J.; Weck, M.; Brodbeck, B.; Engel, G.: Assessment of Industrial Robots. In: Annals of the CIRP Vol. 29/1/1980, S. 391-396.

WARNECKE UND SCHIELE 1986

Warnecke, H.-J.; Schiele G.: Meßmethoden zum Erfassen von Industrieroboterkenngößen. wt – Zeitung für industrielle Fertigung 76(5) 1986, S. 278-281.

WARNECKE UND SCHRAFT 1990

Warnecke, H.-J.; Schraft D.: Industrieroboter. Berlin, Heidelberg, New York, Hong Kong: Springer 1990.

WEBER 1993

Weber, H.: Umgebungseinflüsse auf Koordinatenmessungen. In: Koordinatenmeßtechnik. Renningen-Malmsheim: Expert 1993, S. 33-42.

WECK ET AL. 1976

Weck, M.; D'Souza, C.; Engel, G.; Mießen, W.: Experimental Analysis of Handling Devices and Industrial Robots. In: Annals of the CIRP Vol. 25/1/1976, S. 385-389.

WECK UND ECKSTEIN 1986

Weck, M.; Eckstein, R.: Hallenklima beeinflusst Arbeitsgenauigkeit. In: Industrieanzeiger, 108 (1986) 72, S. 56-58.

WECK UND SCHÄFER 1992

Weck, M.; Schäfer, W.: Verbesserte Modellbildung für FE-Temperaturfeld- und Verformungsberechnungen. In: Konstruktion 44 (1992), S. 333-337.

WHITNEY ET AL. 1986

Whitney, D.E.; Lozinski, C.A.; Rourke, J.M.: Industrial Robot Forward Calibration Method and Results. In: Measurement and Control. ASME1986, S. 1-8.

WURST 1991

Wurst, K.-H.: Flexible Robotersysteme – Konzeption und Realisierung modularer Roboterkomponenten. Stuttgart: Teubner 1991 (Dissertation).

ZHUANG UND ROTH 1992

Zhuang, H.; Roth, Z.: Robot Calibration Using the CPC Error Model. Robotics & Computer-Integrated Manufacturing 7(3) 1992. S. 227-237.

ZIEGERT 1990

Ziegert, J.: Robot Calibration Using Local Pose Measurement. In: Robotics and Automation. IEEE 1990, S. 68-76.

iwb Forschungsberichte Band 1–121

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. J. Milberg und Prof. Dr.-Ing. G. Reinhart, Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Band 1–121 erschienen im Springer Verlag, Berlin, Heidelberg und sind im Erscheinungsjahr und den folgenden drei Kalenderjahren erhältlich im Buchhandel oder durch Lange & Springer, Otto-Suhr-Allee 26 –28, 10585 Berlin

- 1 *Streifinger, E.*
Beitrag zur Sicherung der Zuverlässigkeit und Verfügbarkeit moderner Fertigungsmittel
1986 · 72 Abb. · 167 Seiten · ISBN 3-540-16391-3
- 2 *Fuchsberger, A.*
Untersuchung der spanenden Arbeit von Knochen
1986 · 90 Abb. · 175 Seiten · ISBN 3-540-16392-1
- 3 *Maier, C.*
Montageautomatisierung am Beispiel des Schraubens mit Industrierobotern
1986 · 77 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-16393-X
- 4 *Summer, H.*
Modell zur Berechnung verzweigter Antriebsstrukturen
1986 · 74 Abb. · 197 Seiten · ISBN 3-540-16394-8
- 5 *Simon, W.*
Elektrische Vorschubantriebe an NC-Systemen
1986 · 141 Abb. · 198 Seiten · ISBN 3-540-16693-9
- 6 *Büchs, S.*
Analytische Untersuchungen zur Technologie der Kugelbearbeitung
1986 · 74 Abb. · 173 Seiten · ISBN 3-540-16694-7
- 7 *Hunzinger, I.*
Schneiderodierte Oberflächen
1986 · 79 Abb. · 162 Seiten · ISBN 3-540-16695-5
- 8 *Pilland, U.*
Echtzeit-Kollisionsschutz an NC-Drehmaschinen
1986 · 54 Abb. · 127 Seiten · ISBN 3-540-17274-2
- 9 *Barthelmeß, P.*
Montagegerechtes Konstruieren durch die Integration von Produkt- und Montageprozessgestaltung
1987 · 70 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-18120-2
- 10 *Reithofer, N.*
Nutzungssicherung von flexibel automatisierten Produktionsanlagen
1987 · 84 Abb. · 176 Seiten · ISBN 3-540-18440-6
- 11 *Diess, H.*
Rechnerunterstützte Entwicklung flexibel automatisierter Montageprozesse
1988 · 56 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-18799-5
- 12 *Reinhart, G.*
Flexible Automatisierung der Konstruktion und Fertigung elektrischer Leitungssätze
1988 · 112 Abb. · 197 Seiten · ISBN 3-540-19003-1
- 13 *Bürstner, H.*
Investitionsentscheidung in der rechnerintegrierten Produktion
1988 · 74 Abb. · 190 Seiten · ISBN 3-540-19099-6
- 14 *Groha, A.*
Universelles Zellenrechnerkonzept für flexible Fertigungssysteme
1988 · 74 Abb. · 153 Seiten · ISBN 3-540-19182-8
- 15 *Riese, K.*
Klippsmontage mit Industrierobotern
1988 · 92 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-19183-6
- 16 *Lutz, P.*
Leitsysteme für rechnerintegrierte Auftragsabwicklung
1988 · 44 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-19260-3
- 17 *Klippel, C.*
Mobiler Roboter im Materialfluß eines flexiblen Fertigungssystems
1988 · 86 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-50468-0
- 18 *Rascher, R.*
Experimentelle Untersuchungen zur Technologie der Kugelherstellung
1989 · 110 Abb. · 200 Seiten · ISBN 3-540-51301-9
- 19 *Heusler, H.-J.*
Rechnerunterstützte Planung flexibler Montagesysteme
1989 · 43 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-51723-5
- 20 *Kirchknopf, P.*
Ermittlung modaler Parameter aus Übertragungsfrequenzgängen
1989 · 57 Abb. · 157 Seiten · ISBN 3-540-51724-3
- 21 *Sauerer, Ch.*
Beitrag für ein Zerspanprozessmodell Metallbandsägen
1990 · 89 Abb. · 166 Seiten · ISBN 3-540-51868-1
- 22 *Karstedt, K.*
Positionsbestimmung von Objekten in der Montage und Fertigungsautomatisierung
1990 · 92 Abb. · 157 Seiten · ISBN 3-540-51879-7
- 23 *Peiker, St.*
Entwicklung eines integrierten NC-Planungssystems
1990 · 66 Abb. · 180 Seiten · ISBN 3-540-51880-0
- 24 *Schugmann, R.*
Nachgiebige Werkzeugaufhängungen für die automatische Montage
1990 · 71 Abb. · 155 Seiten · ISBN 3-540-52138-0
- 25 *Wirba, P.*
Simulation als Werkzeug in der Handhabungstechnik
1990 · 125 Abb. · 178 Seiten · ISBN 3-540-52231-X
- 26 *Eibelschäuser, P.*
Rechnerunterstützte experimentelle Modalanalyse mittels gestufter Sinusanregung
1990 · 79 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-52451-7
- 27 *Prasch, J.*
Computerunterstützte Planung von chirurgischen Eingriffen in der Orthopädie
1990 · 113 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-52543-2

- 28 *Teich, K.*
Prozeßkommunikation und Rechnerverbund in der Produktion
1990 · 52 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-52764-8
- 29 *Pfrang, W.*
Rechnergestützte und graphische Planung manueller und teilautomatisierter Arbeitsplätze
1990 · 59 Abb. · 153 Seiten · ISBN 3-540-52829-6
- 30 *Tauber, A.*
Modellbildung kinematischer Strukturen als Komponente der Montageplanung
1990 · 93 Abb. · 190 Seiten · ISBN 3-540-52911-X
- 31 *Jäger, A.*
Systematische Planung komplexer Produktionssysteme
1991 · 75 Abb. · 148 Seiten · ISBN 3-540-53021-5
- 32 *Hartberger, H.*
Wissensbasierte Simulation komplexer Produktionssysteme
1991 · 58 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-53326-5
- 33 *Tuczek, H.*
Inspektion von Karosserieteilen auf Risse und Einschnürungen mittels Methoden der Bildverarbeitung
1992 · 125 Abb. · 179 Seiten · ISBN 3-540-53965-4
- 34 *Fischbacher, J.*
Planungsstrategien zur störungstechnischen Optimierung von Reinraum-Fertigungsgeräten
1991 · 60 Abb. · 166 Seiten · ISBN 3-540-54027-X
- 35 *Moser, O.*
3D-Echtzeitkollisionsschutz für Drehmaschinen
1991 · 66 Abb. · 177 Seiten · ISBN 3-540-54076-8
- 36 *Naber, H.*
Aufbau und Einsatz eines mobilen Roboters mit unabhängiger Lokomotions- und Manipulationskomponente
1991 · 85 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-54216-7
- 37 *Kupec, Th.*
Wissensbasiertes Leitsystem zur Steuerung flexibler Fertigungsanlagen
1991 · 68 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-54260-4
- 38 *Maulhardt, U.*
Dynamisches Verhalten von Kreissägen
1991 · 109 Abb. · 159 Seiten · ISBN 3-540-54365-1
- 39 *Götz, R.*
Strukturierte Planung flexibel automatisierter Montagesysteme für flächige Bauteile
1991 · 86 Abb. · 201 Seiten · ISBN 3-540-54401-1
- 40 *Koepfer, Th.*
3D-grafisch-interaktive Arbeitsplanung - ein Ansatz zur Aufhebung der Arbeitsteilung
1991 · 74 Abb. · 126 Seiten · ISBN 3-540-54436-4
- 41 *Schmidt, M.*
Konzeption und Einsatzplanung flexibel automatisierter Montagesysteme
1992 · 108 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-55025-9
- 42 *Burger, C.*
Produktionsregelung mit entscheidungsunterstützenden Informationssystemen
1992 · 94 Abb. · 186 Seiten · ISBN 3-540-55187-5
- 43 *Hoßmann, J.*
Methodik zur Planung der automatischen Montage von nicht formstabilen Bauteilen
1992 · 73 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-55200-0
- 44 *Petry, M.*
Systematik zur Entwicklung eines modularen Programmbaukastens für robotergeführte Klebprozesse
1992 · 106 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-55374-6
- 45 *Schönecker, W.*
Integrierte Diagnose in Produktionszellen
1992 · 87 Abb. · 159 Seiten · ISBN 3-540-55375-4
- 46 *Bick, W.*
Systematische Planung hybrider Montagesysteme unter Berücksichtigung der Ermittlung des optimalen Automatisierungsgrades
1992 · 70 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-55377-0
- 47 *Gebauer, L.*
Prozessuntersuchungen zur automatisierten Montage von optischen Linsen
1992 · 84 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-55378-9
- 48 *Schröder, N.*
Erstellung eines 3D-Simulationssystems zur Reduzierung von Rüstzeiten bei der NC-Bearbeitung
1992 · 103 Abb. · 161 Seiten · ISBN 3-540-55431-9
- 49 *Wisbacher, J.*
Methoden zur rationalen Automatisierung der Montage von Schnellbefestigungselementen
1992 · 77 Abb. · 176 Seiten · ISBN 3-540-55512-9
- 50 *Garnich, F.*
Laserbearbeitung mit Robotern
1992 · 110 Abb. · 184 Seiten · ISBN 3-540-55513-7
- 51 *Eubert, P.*
Digitale Zustandsregelung elektrischer Vorschubantriebe
1992 · 89 Abb. · 159 Seiten · ISBN 3-540-44441-2
- 52 *Glaas, W.*
Rechnerintegrierte Kabelsatzfertigung
1992 · 67 Abb. · 140 Seiten · ISBN 3-540-55749-0
- 53 *Helml, H.J.*
Ein Verfahren zur On-Line Fehlererkennung und Diagnose
1992 · 60 Abb. · 153 Seiten · ISBN 3-540-55750-4
- 54 *Lang, Ch.*
Wissensbasierte Unterstützung der Verfügbarkeitsplanung
1992 · 75 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-55751-2
- 55 *Schuster, G.*
Rechnergestütztes Planungssystem für die flexibel automatisierte Montage
1992 · 67 Abb. · 135 Seiten · ISBN 3-540-55830-6
- 56 *Bomm, H.*
Ein Ziel- und Kennzahlensystem zum Investitionscontrolling komplexer Produktionssysteme
1992 · 87 Abb. · 195 Seiten · ISBN 3-540-55964-7
- 57 *Wendt, A.*
Qualitätssicherung in flexibel automatisierten Montagesystemen
1992 · 74 Abb. · 179 Seiten · ISBN 3-540-56044-0
- 58 *Hansmaier, H.*
Rechnergestütztes Verfahren zur Geräuschminderung
1993 · 67 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-56053-2
- 59 *Dilling, U.*
Planung von Fertigungssystemen unterstützt durch Wirtschaftssimulationen
1993 · 72 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-56307-5

- 60 *Strohmayr, R.*
**Rechnergestützte Auswahl und Konfiguration von
Zubringeinrichtungen**
1993 · 80 Abb. · 152 Seiten · ISBN 3-540-56652-X
- 61 *Glas, J.*
**Standardisierter Aufbau anwendungsspezifischer
Zellenrechnersoftware**
1993 · 80 Abb. · 145 Seiten · ISBN 3-540-56890-5
- 62 *Stetter, R.*
**Rechnergestützte Simulationwerkzeuge zur
Effizienzsteigerung des Industrierobereinsatzes**
1994 · 91 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-56889-1
- 63 *Dirndorfer, A.*
Robotersysteme zur förderbandsynchronen Montage
1993 · 76 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-57031-4
- 64 *Wiedemann, M.*
**Simulation des Schwingungsverhaltens spanender
Werkzeugmaschinen**
1993 · 81 Abb. · 137 Seiten · ISBN 3-540-57177-9
- 65 *Woenckhaus, Ch.*
**Rechnergestütztes System zur automatisierten 3D-
Layoutoptimierung**
1994 · 81 Abb. · 140 Seiten · ISBN 3-540-57284-8
- 66 *Kummetsteiner, G.*
**3D-Bewegungssimulation als integratives Hilfsmittel zur
Planung manueller Montagesysteme**
1994 · 62 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-57535-9
- 67 *Kugelmann, F.*
**Einsatz nachgiebiger Elemente zur wirtschaftlichen
Automatisierung von Produktionssystemen**
1993 · 76 Abb. · 144 Seiten · ISBN 3-540-57549-9
- 68 *Schwarz, H.*
**Simulationsgestützte CAD/CAM-Kopplung für die 3D-
Laserbearbeitung mit integrierter Sensorik**
1994 · 96 Abb. · 148 Seiten · ISBN 3-540-57577-4
- 69 *Viethen, U.*
Systematik zum Prüfen in flexiblen Fertigungssystemen
1994 · 70 Abb. · 142 Seiten · ISBN 3-540-57794-7
- 70 *Seehuber, M.*
**Automatische Inbetriebnahme
geschwindigkeitsadaptiver Zustandsregler**
1994 · 72 Abb. · 155 Seiten · ISBN 3-540-57896-X
- 71 *Amann, W.*
**Eine Simulationsumgebung für Planung und Betrieb von
Produktionssystemen**
1994 · 71 Abb. · 129 Seiten · ISBN 3-540-57924-9
- 72 *Schäpfl, M.*
**Rechnergestütztes Projektinformations- und
Koordinationssystem für das Fertigungsvorfeld**
1997 · 63 Abb. · 130 Seiten · ISBN 3-540-58052-2
- 73 *Welling, A.*
**Effizienter Einsatz bildgebender Sensoren zur
Flexibilisierung automatisierter Handhabungsvorgänge**
1994 · 66 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-580-0
- 74 *Zetlmayer, H.*
**Verfahren zur simulationsgestützten
Produktionsregelung in der Einzel- und
Kleinserienproduktion**
1994 · 62 Abb. · 143 Seiten · ISBN 3-540-58134-0
- 75 *Lindl, M.*
Auftragsleittechnik für Konstruktion und Arbeitsplanung
1994 · 66 Abb. · 147 Seiten · ISBN 3-540-58221-5
- 76 *Zipper, B.*
**Das integrierte Betriebsmittelwesen · Baustein einer
flexiblen Fertigung**
1994 · 64 Abb. · 147 Seiten · ISBN 3-540-58222-3
- 77 *Raith, P.*
**Programmierung und Simulation von Zellenabläufen in
der Arbeitsvorbereitung**
1995 · 51 Abb. · 130 Seiten · ISBN 3-540-58223-1
- 78 *Engel, A.*
**Strömungstechnische Optimierung von
Produktionssystemen durch Simulation**
1994 · 69 Abb. · 160 Seiten · ISBN 3-540-58258-4
- 79 *Zäh, M. F.*
Dynamisches Prozeßmodell Kreissägen
1995 · 95 Abb. · 186 Seiten · ISBN 3-540-58624-5
- 80 *Zwanzer, N.*
**Technologisches Prozeßmodell für die
Kugelschleifbearbeitung**
1995 · 65 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-58634-2
- 81 *Romanow, P.*
**Konstruktionsbegleitende Kalkulation von
Werkzeugmaschinen**
1995 · 66 Abb. · 151 Seiten · ISBN 3-540-58771-3
- 82 *Kahlenberg, R.*
Integrierte Qualitätssicherung in flexiblen Fertigungszellen
1995 · 71 Abb. · 136 Seiten · ISBN 3-540-58772-1
- 83 *Huber, A.*
**Arbeitsfolgenplanung mehrstufiger Prozesse in der
Hartbearbeitung**
1995 · 87 Abb. · 152 Seiten · ISBN 3-540-58773-X
- 84 *Birkel, G.*
**Aufwandsminimierter Wissenserwerb für die Diagnose in
flexiblen Produktionssystemen**
1995 · 64 Abb. · 137 Seiten · ISBN 3-540-58869-8
- 85 *Simon, D.*
**Fertigungsregelung durch zielgrößenorientierte Planung
und logistisches Störungsmanagement**
1995 · 77 Abb. · 132 Seiten · ISBN 3-540-58942-2
- 86 *Nedeljkovic-Groha, V.*
**Systematische Planung anwendungsspezifischer
Materialflußsteuerungen**
1995 · 94 Abb. · 188 Seiten · ISBN 3-540-58953-8
- 87 *Rockland, M.*
**Flexibilisierung der automatischen Teilbereitstellung in
Montageanlagen**
1995 · 83 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-58999-6
- 88 *Limmer, St.*
Konzept einer integrierten Produktentwicklung
1995 · 67 Abb. · 168 Seiten · ISBN 3-540-59016-1
- 89 *Eder, Th.*
**Integrierte Planung von Informationssystemen für
rechnergestützte Produktionssysteme**
1995 · 62 Abb. · 150 Seiten · ISBN 3-540-59084-6
- 90 *Deuschle, U.*
**Prozeßorientierte Organisation der Auftragsentwicklung
in mittelständischen Unternehmen**
1995 · 80 Abb. · 188 Seiten · ISBN 3-540-59337-3
- 91 *Dieterle, A.*
Recyclingintegrierte Produktentwicklung
1995 · 68 Abb. · 146 Seiten · ISBN 3-540-60120-1

- 92 *Hechl, Chr.*
Personalorientierte Montageplanung für komplexe und variantenreiche Produkte
1995 · 73 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-60325-5
- 93 *Albertz, F.*
Dynamischgerechter Entwurf von Werkzeugmaschinen · Gestellstrukturen
1995 · 83 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-60608-8
- 94 *Trunzer, W.*
Strategien zur On-Line Bahnplanung bei Robotern mit 3D-Konturfolgesensoren
1996 · 101 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-60961-X
- 95 *Fichtmüller, N.*
Rationalisierung durch flexible, hybride Montagesysteme
1996 · 83 Abb. · 145 Seiten · ISBN 3-540-60960-1
- 96 *Trucks, V.*
Rechnergestützte Beurteilung von Getriebestrukturen in Werkzeugmaschinen
1996 · 64 Abb. · 141 Seiten · ISBN 3-540-60599-8
- 97 *Schäffer, G.*
Systematische Integration adaptiver Produktionssysteme
1996 · 71 Abb. · 170 Seiten · ISBN 3-540-60958-X
- 98 *Koch, M. R.*
Autonome Fertigungszellen · Gestaltung, Steuerung und integrierte Störungsbehandlung
1996 · 67 Abb. · 138 Seiten · ISBN 3-540-61104-5
- 99 *Moctezuma de la Barrera, J.L.*
Ein durchgängiges System zur computer- und rechnergestützten Chirurgie
1996 · 99 Abb. · 176 Seiten · ISBN 3-540-61145-2
- 100 *Geuer, A.*
Einsatzpotential des Rapid Prototyping in der Produktentwicklung
1996 · 84 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-61495-8
- 101 *Ebner, C.*
Ganzheitliches Verfügbarkeits- und Qualitätsmanagement unter Verwendung von Felddaten
1996 · 67 Abb. · 132 Seiten · ISBN 3-540-61678-0
- 102 *Pischelsrieder, K.*
Steuerung autonomer mobiler Roboter in der Produktion
1996 · 74 Abb. · 171 Seiten · ISBN 3-540-61714-0
- 103 *Köhler, R.*
Disposition und Materialbereitstellung bei komplexen variantenreichen Kleinproduktionen
1997 · 62 Abb. · 177 Seiten · ISBN 3-540-62024-9
- 104 *Feldmann, Ch.*
Eine Methode für die integrierte rechnergestützte Montageplanung
1997 · 71 Abb. · 163 Seiten · ISBN 3-540-62059-1
- 105 *Lehmann, H.*
Integrierte Materialfluß- und Layoutplanung durch Kopplung von CAD- und Ablaufsimulationssystem
1997 · 96 Abb. · 191 Seiten · ISBN 3-540-62202-0
- 106 *Wagner, M.*
Steuerungintegrierte Fehlerbehandlung für maschinennahe Abläufe
1997 · 94 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-62656-5
- 107 *Lorenzen, J.*
Simulationsgestützte Kostenanalyse in produktorientierten Fertigungsstrukturen
1997 · 63 Abb. · 129 Seiten · ISBN 3-540-62794-4
- 108 *Krönert, U.*
Systematik für die rechnergestützte Ähnlichkeitsuche und Standardisierung
1997 · 53 Abb. · 127 Seiten · ISBN 3-540-63338-3
- 109 *Pfersdorf, I.*
Entwicklung eines systematischen Vorgehens zur Organisation des industriellen Service
1997 · 74 Abb. · 172 Seiten · ISBN 3-540-63615-3
- 110 *Kuba, R.*
Informations- und kommunikationstechnische Integration von Menschen in der Produktion
1997 · 77 Abb. · 155 Seiten · ISBN 3-540-63642-0
- 111 *Kaiser, J.*
Vernetztes Gestalten von Produkt und Produktionsprozeß mit Produktmodellen
1997 · 67 Abb. · 139 Seiten · ISBN 3-540-63999-3
- 112 *Geyer, M.*
Flexibles Planungssystem zur Berücksichtigung ergonomischer Aspekte bei der Produkt- und Arbeitssystemgestaltung
1997 · 85 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-64195-5
- 113 *Martin, C.*
Produktionsregelung · ein modularer, modellbasierter Ansatz
1998 · 73 Abb. · 162 Seiten · ISBN 3-540-64401-6
- 114 *Löffler, Th.*
Akustische Überwachung automatisierter Fügeprozesse
1998 · 85 Abb. · 136 Seiten · ISBN 3-540-64511-X
- 115 *Lindermaier, R.*
Qualitätsorientierte Entwicklung von Montagesystemen
1998 · 84 Abb. · 164 Seiten · ISBN 3-540-64686-8
- 116 *Koehrer, J.*
Prozeßorientierte Teamstrukturen in Betrieben mit Großserienfertigung
1998 · 75 Abb. · 185 Seiten · ISBN 3-540-65037-7
- 117 *Schuller, R. W.*
Leitfaden zum automatisierten Auftrag von hochviskosen Dichtmassen
1999 · 76 Abb. · 162 Seiten · ISBN 3-540-65320-1
- 118 *Debuschewitz, M.*
Integrierte Methodik und Werkzeuge zur herstellungsorientierten Produktentwicklung
1999 · 104 Abb. · 169 Seiten · ISBN 3-540-65350-3
- 119 *Bauer, L.*
Strategien zur rechnergestützten Offline-Programmierung von 3D-Laseranlagen
1999 · 98 Abb. · 145 Seiten · ISBN 3-540-65382-1
- 120 *Plab, E.*
Modellgestützte Arbeitsplanung bei Fertigungsmaschinen
1999 · 69 Abb. · 154 Seiten · ISBN 3-540-65525-5
- 121 *Spitznagel, J.*
Erfahrungsgel leitete Planung von Laseranlagen
1999 · 63 Abb. · 156 Seiten · ISBN 3-540-65896-3

Seminarberichte iwb

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart, Institut für Werkzeugmaschinen
und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Seminarberichte iwb sind erhältlich im Buchhandel oder beim
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-00, utz@utzverlag.com

- 1 **Innovative Montagesysteme - Anlagengestaltung, -bewertung und -überwachung**
115 Seiten - ISBN 3-931327-01-9
- 2 **Integriertes Produktmodell - Von der Idee zum fertigen Produkt**
82 Seiten - ISBN 3-931327-02-7
- 3 **Konstruktion von Werkzeugmaschinen - Berechnung, Simulation und Optimierung**
110 Seiten - ISBN 3-931327-03-5
- 4 **Simulation - Einsatzmöglichkeiten und Erfahrungsberichte**
134 Seiten - ISBN 3-931327-04-3
- 5 **Optimierung der Kooperation in der Produktentwicklung**
95 Seiten - ISBN 3-931327-05-1
- 6 **Materialbearbeitung mit Laser - von der Planung zur Anwendung**
86 Seiten - ISBN 3-931327-06-0
- 7 **Dynamisches Verhalten von Werkzeugmaschinen**
80 Seiten - ISBN 3-931327-07-9
- 8 **Qualitätsmanagement - der Weg ist das Ziel**
130 Seiten - ISBN 3-931327-08-7
- 9 **Installationstechnik an Werkzeugmaschinen - Analysen und Konzepte**
120 Seiten - ISBN 3-931327-09-5
- 10 **3D-Simulation - Schneller, sicherer und kostengünstiger zum Ziel**
90 Seiten - ISBN 3-931327-10-8
- 11 **Unternehmensorganisation - Schlüssel für eine effiziente Produktion**
110 Seiten - ISBN 3-931327-11-6
- 12 **Autonome Produktionssysteme**
100 Seiten - ISBN 3-931327-12-4
- 13 **Planung von Montageanlagen**
130 Seiten - ISBN 3-931327-13-2
- 15 **Flexible fluide Kleb/Dichtstoffe - Dosierung und Prozeßgestaltung**
80 Seiten - ISBN 3-931327-15-9
- 16 **Time to Market - Von der Idee zum Produktionsstart**
80 Seiten - ISBN 3-931327-16-7
- 17 **Industriekeramik in Forschung und Praxis - Probleme, Analysen und Lösungen**
80 Seiten - ISBN 3-931327-17-5
- 18 **Das Unternehmen im Internet - Chancen für produzierende Unternehmen**
166 Seiten - ISBN 3-931327-18-3
- 19 **Leittechnik und Informationslogistik - mehr Transparenz in der Fertigung**
85 Seiten - ISBN 3-931327-19-1
- 20 **Dezentrale Steuerungen in Produktionsanlagen - Plug & Play - Vereinfachung von Entwicklung und Inbetriebnahme**
105 Seiten - ISBN 3-931327-20-5
- 21 **Rapid Prototyping - Rapid Tooling - Schnell zu funktionalen Prototypen**
95 Seiten - ISBN 3-931327-21-3
- 22 **Mikrotechnik für die Produktion - Greifbare Produkte und Anwendungspotentiale**
95 Seiten - ISBN 3-931327-22-1
- 24 **EDM Engineering Data Management**
195 Seiten - ISBN 3-931327-24-8
- 25 **Rationelle Nutzung der Simulationstechnik - Entwicklungstrends und Praxisbeispiele**
152 Seiten - ISBN 3-931327-25-6
- 26 **Alternative Dichtungssysteme - Konzepte zur Dichtungsmontage und zum Dichtmittelauftrag**
110 Seiten - ISBN 3-931327-26-4
- 27 **Rapid Prototyping - Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt**
111 Seiten - ISBN 3-931327-27-2
- 28 **Rapid Tooling - Mit neuen Technologien schnell vom Entwurf zum Serienprodukt**
154 Seiten - ISBN 3-931327-28-0
- 29 **Installationstechnik an Werkzeugmaschinen - Abschlußseminar**
156 Seiten - ISBN 3-931327-29-9
- 31 **Engineering Data Management (EDM) - Erfahrungsberichte und Trends**
183 Seiten - ISBN 3-931327-31-0
- 33 **3D-CAD - Mehr als nur eine dritte Dimension**
181 Seiten - ISBN 3-931327-33-7
- 34 **Laser in der Produktion - Technologische Randbedingungen für den wirtschaftlichen Einsatz**
102 Seiten - ISBN 3-931327-34-5
- 35 **Ablaufsimulation - Anlagen effizient und sicher planen und betreiben**
129 Seiten - ISBN 3-931327-35-3
- 36 **Moderne Methoden zur Montageplanung - Schlüssel für eine effiziente Produktion**
124 Seiten - ISBN 3-931327-36-1
- 37 **Wettbewerbsfaktor Verfügbarkeit - Produktivitätsteigerung durch technische und organisatorische Ansätze**
95 Seiten - ISBN 3-931327-37-X
- 38 **Rapid Prototyping - Effizienter Einsatz von Modellen in der Produktentwicklung**
128 Seiten - ISBN 3-931327-38-8
- 39 **Rapid Tooling - Neue Strategien für den Werkzeug- und Formenbau**
130 Seiten - ISBN 3-931327-39-6
- 40 **Erfolgreich kooperieren in der produzierenden Industrie - Flexibler und schneller mit modernen Kooperationen**
160 Seiten - ISBN 3-931327-40-X
- 41 **Innovative Entwicklung von Produktionsmaschinen**
146 Seiten - ISBN 3-89675-041-0
- 42 **Stückzahlflexible Montagesysteme**
138 Seiten - ISBN 3-89675-042-9
- 43 **Produktivität und Verfügbarkeit - ...durch Kooperation steigern**
120 Seiten - ISBN 3-89675-043-7
- 44 **Automatisierte Mikromontage - Handhaben und Positionieren von Mikrobauteilen**
126 Seiten - ISBN 3-89675-044-5
- 45 **Produzieren in Netzwerken - Lösungsansätze, Methoden, Praxisbeispiele**
ISBN 3-89675-045-3
- 46 **Virtuelle Produktion - Ablaufsimulation**
ISBN 3-89675-046-1
- 47 **Virtuelle Produktion - Prozeß- und Produktsimulation**
ISBN 3-89675-047-X
- 48 **Sicherheitstechnik an Werkzeugmaschinen**
ISBN 3-89675-048-8

Forschungsberichte iwb

herausgegeben von Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart, Institut für Werkzeugmaschinen
und Betriebswissenschaften der Technischen Universität München

Forschungsberichte iwb ab Band 122 sind erhältlich im Buchhandel oder beim
Herbert Utz Verlag, München, Fax 089-277791-00, utz@utzverlag.com

- 122 Burghard Schneider
Prozesskettenorientierte Bereitstellung nicht formstabiler Bauteile
183 Seiten · 98 Abb. · 14 Tab. · ISBN 3-89675-559-5
- 123 Bernd Goldstein
Modellgestützte Geschäftsprozeßgestaltung in der Produktentwicklung
170 Seiten · 65 Abb. · ISBN 3-89675-546-3
- 124 Helmut E. Mößner
Methode zur simulationsbasierten Regelung zeitvarianter Produktionssysteme
156 Seiten · 67 Abb. · 5 Tab. · ISBN 3-89675-585-4
- 125 Ralf-Gunter Gräser
Ein Verfahren zur Kompensation temperaturinduzierter Verformungen an Industrierobotern
167 Seiten · 63 Abb. · 5 Tab. · ISBN 3-89675-603-6
- 126 Hans-Jürgen Trossin
Nutzung der Ähnlichkeitstheorie zur Modellbildung in der Produktionstechnik
162 Seiten · 75 Abb. · 11 Tab. · ISBN 3-89675-614-1
- 127 Doris Kugelmann
Aufgabenorientierte Offline-Programmierung von Industrierobotern
158 Seiten · 68 Abb. · 2 Tab. · ISBN 3-89675-615-X
- 128 Rolf Diesch
Steigerung der organisatorischen Verfügbarkeit von Fertigungszellen
160 Seiten · 69 Abb. · ISBN 3-89675-618-4
- 129 Werner E. Lulay
Hybrid-hierarchische Simulationsmodelle zur Koordination teilautonomer Produktionsstrukturen
170 Seiten · 51 Abb. · 14 Tab. · ISBN 3-89675-620-6
- 130 Otto Murr
Adaptive Planung und Steuerung von integrierten Entwicklungs- und Planungsprozessen
178 Seiten · 85 Abb. · 3 Tab. · ISBN 3-89675-636-2
- 131 Michael Macht
Ein Vorgehensmodell für den Einsatz von Rapid Prototyping
170 Seiten · 87 Abb. · 5 Tab. · ISBN 3-89675-638-9