Tino Hausotte

Nanopositionier- und Nanomessmaschinen

- Geräte für hochpräzise makro- bis nanoskalige Oberflächen- und Koordinatenmessungen

Habilitationsschrift

Nanopositionier- und Nanomessmaschinen

Geräte für hochpräzise makro- bis nanoskalige Oberflächen- und Koordinatenmessungen

zur Feststellung der Lehrbefähigung

eingereicht bei der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Ilmenau

von

Dr.-Ing. Tino Hausotte geboren am 28.06.1969 in Weimar

Bad Berka, den 02. Juli 2010

Vorwort

Seit Januar 1995 bin ich an der Technischen Universität Ilmenau am Institut für Prozessmessund Sensortechnik der Fakultät für Maschinenbau auf dem Gebiet der Nanopositionier- und Nanomesstechnik tätig. Auf Anregung und unter der Leitung von Prof. Gerd Jäger wurde während dieser Zeit die Nanomessmaschine NMM-1 entwickelt und in Zusammenarbeit mit der SIOS Meßtechnik GmbH im Jahr 2000 aufgebaut. Der erste Prototyp und die bis Januar 2002 erreichten Ergebnisse wurden von mir in der Dissertationsschrift "Nanopositionier- und Nanomessmaschine" beschrieben. Die Entwicklung dieses Geräts wurde im Rahmen mehrerer Verbundprojekte durch das Land Thüringen gefördert. Dieses Messgerät bestimmt bis heute den Stand der Technik und war Ausgangspunkt für die Einrichtung des Sonderforschungsbereiches "Nanopositionier- und Nanomessmaschinen" im Jahre 2002. Seit dieser Zeit arbeiten Forscher verschiedener Disziplinen an der Untersuchung der Grundlagen und der Entwicklung von Maschinen mit vergrößerten Messbereichen und verbesserten messtechnischen Eigenschaften. Das damit verbundene wissenschaftliche Umfeld ermöglichte es mir, die vorliegende Habilitationsschrift zu erarbeiten.

Für die Initiative und das Engagement bei der Einrichtung des Sonderforschungsbereiches und dessen Leitung, sowie für die verschiedensten Anregungen und das mir entgegengebrachte Vertrauen möchte ich Herrn Prof. Gerd Jäger herzlich danken. Mein Dank gilt ebenso allen Kollegen des Institutes für Prozessmess- und Sensortechnik, den Mitgliedern des Sonderforschungsbereiches und den Mitarbeitern der Firma SIOS Meßtechnik GmbH für die gute Zusammenarbeit sowie die vielen konstruktiven Gespräche und Anregungen.

Bad Berka, 02. Juli 2010

Tino Hausotte

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen und Formelzeichen xi				
1	Einle	Einleitung		
2	Star	tand der Technik		
	2.1	Oberflächen- und Koordinatenmessungen	5	
	2.2	Koordinatenmessgeräte	6	
	2.3	Tastschnittgeräte	10	
	2.4	Messmikroskope	12	
	2.5	Interferenzmikroskope	12	
	2.6	Konfokalmikroskope	14	
	2.7	Autofokusmikroskope	15	
	2.8	Rastertunnelmikroskope	16	
	2.9	Rasterkraftmikroskope	17	
	2.10	Nanopositionier- und Nanomessmaschinen	19	
3	3 Nanopositionier- und Nanomessmaschinen NMM-1 und NPMM-200		23	
	3.1	Nanomessmaschine NMM-1	23	
	3.2	Abbesches Komparatorprinzip	24	
	3.3	Metrologisches Konzept und Grundaufbau	25	
	3.4	Wirkungsweisen der Nanomessmaschinen	27	
	3.5	Entwicklungsziele	28	
4	Gerä	Gerätebasis und Metrologierahmen 29		
	4.1	Werkstoffe der Nanomessmaschinen	30	
	4.2	Mechanische Spannungen und Kriechen	31	
	4.3	Gerätebasis und Metrologierahmen der NMM-1	32	
	4.4	Stabilität des Metrologierahmens der NMM-1	35	
5	Antı	iebs- und Führungssysteme	37	
	5.1	Führungssysteme	37	
		5.1.1 Führungsarten	37	
		5.1.2 Mehrachsige Führungssysteme	39	
	5.2	Antriebssysteme	40	
		5.2.1 Elektromagnetische Antriebe	40	

		5.2.2	Piezoelektrische Antriebe	42		
	5.3	Gewich	htskraftkompensation	46		
6	Län	genmes	ssysteme	49		
	6.1	Inkren	nentale Längenmesssysteme mit Maßstab	49		
	6.2	Interfe	erometer	51		
		6.2.1	Zweistrahlinterferometer	54		
		6.2.2	Polarisationsoptisches Homodyninterferometer	57		
		6.2.3	Modifikation des Homodyninterferometers für die NMM-1	59		
		6.2.4	Demodulation der Interferenzsignale	60		
		6.2.5	Korrektur von Längenmessabweichungen	67		
			6.2.5.1 Periodische Nichtlinearität	67		
			6.2.5.2 Luftbrechzahl	71		
		6.2.6	Referenzmarken	77		
7	\ \/i n	kolmos	scuctomo	70		
1	VVIII 7 1	Aufba	u und Funktionsweise der Autokellimeteren	70		
	7.1	Kalibr	iorung der Autokollimatoren	79 81		
	7.2	Intorfo	remeter mit integriertem Autokollimator	80		
	7.3	Interfe	rometrische Winkelmessung	82 83		
	1.1	meric	Tomethethethethethethethethethethethethethe	00		
8	Gerätekoordinatensystem 85					
	8.1	Messs	piegelecken	85		
	8.2	Herste	llung und Vermessung der Spiegelflächen	89		
	8.3	Topog	rafie- und Fehlwinkelkorrektur	91		
9	Tast	Tastsysteme 93				
	9.1	Optisc	he Tastsysteme	94		
		9.1.1	Fokussensor	94		
		9.1.2	Weißlichtinterferenzmikroskop	95		
		9.1.3	Faseroptisches Fizeau-Interferometer	97		
	9.2	Taktile	e Tastsysteme	97		
		9.2.1	Taktile 1-D-Tastsysteme	99		
		9.2.2	Taktile Betragstastsysteme 	100		
		9.2.3	Taktile 2-D-Tastsysteme 1	101		
		9.2.4	Taktile 3-D-Tastsysteme 1	103		
			9.2.4.1 Optische Auslenkungsmessung	103		
			9.2.4.1Optische Auslenkungsmessung	103 104		
			9.2.4.1 Optische Auslenkungsmessung	103 104 106		
			9.2.4.1 Optische Auslenkungsmessung	103 104 106 106		

	9.3	Rasterkraftsensoren
		9.3.1 Optische Auslenkungsmessung
		9.3.2 Piezoresistive Auslenkungsmessung
	9.4	$Tunnelstromtaster \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots $
	9.5	Ausrichtung und Kalibrierung von Tastsystemen
		9.5.1 Ausrichtung auf den Abbepunkt
		9.5.2 Tastsystemauslenkung
		9.5.3 Messkraft taktiler Tastsysteme
		9.5.4 Formabweichungen des Tastelementes
10	Mes	swerterfassung und -verarbeitung 125
	10.1	Versorgungs- und Auswertungsgerät der NMM-1 12
	10.2	DSP-Einheit
	10.3	Prinzip der Messwertverarbeitung
	10.4	Tastsystemsignale
	10.5	Antast-, Positions- und Winkelregelungssystem
	10.6	Software der DSP-Einheit
	10.7	Messablaufsteuerung
		10.7.1 Bediensoftware $\ldots \ldots \ldots$
		10.7.2 Positionierung
		10.7.3 Punktmessung
		10.7.4 Gesteuerter Scan
		10.7.5 Geregelter Scan
		10.7.6 Ausweichscan
		10.7.7 Freiformscan $\ldots \ldots 143$
11	Mes	sumgebung 145
	11.1	Schwingungs- und Schallisolation
	11.2	Temperierung und Umweltdatenlogger
	11.3	Beobachtungskamerasystem
10	. .	
12		tionier- und Messunsicherheiten 15:
	12.1	
	12.2	Interferenzoptische Langenmessung
		12.2.1 Vakuumwellenlange
		12.2.2 Brechzahl
		12.2.3 Totstrecke
		12.2.4 Demodulationswert
		12.2.5 Strahlausbreitung
		12.2.6 Winkeljustage des Mess- und Referenzspiegels
		12.2.7 Winkelabweichung des Referenzstrahls

		12.2.8 Winkelabweichung des Messstrahls	165
	12.3	Referenzspiegelträger	167
	12.4	$Messspiegelecke \ und \ Messobjekt \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ $	171
		12.4.1 Ebenheitsabweichungen der Messspiegelflächen \hdots	171
		12.4.2 Verkippungen	171
	12.5	$Metrologierahmen . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ .$	173
	12.6	Tastsystem	174
	12.7	Kombinierte 1-D- und 3-D-Unsicherheit	176
13	Mes	saufgaben	179
	13.1	Kalibrierung, Analyse und Vergleich von Tastsystemen	179
	13.2	Oberflächenmessungen (2 ¹ /2-D-Messungen)	180
		13.2.1 Stufenhöhenmessungen	180
		13.2.2 Gitterabstandsmessungen $\ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots$	181
	13.3	Koordinatenmessungen (3-D-Messungen)	183
14	Zusa	mmenfassung	185
Α	Wer	kstoffparameter	191
в	Brec	hzahlberechnung	193
С	Interferometrische Winkelmessung 19		195
D	Polynomkennlinien der Temperaturmessung 19		
Е	Korrekturdaten einer monolithischen Messspiegelecke der NMM-1 19		
F	Dimensionierung des interferenzoptischen Messsystems für den 3-D-Mikrotaster 20		207
G	Mes	sbefehle	211
Lit	eratu	rverzeichnis	223

Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

A/D	$\operatorname{Analog/Digital}$
ADC	analog-to-digital-converter
AFM	atomic force microscope
AKF	Autokollimationsfernrohr
BIPM	Bureau International des Poids et Measures
CCD	charge-coupled device
CCP	computer controlled polishing
CD	compact disc, critical dimension
CMM	coordinate measuring machine
D	derivative (Anteil der Übertragungsfunktion eines PID-Reglers)
D/A	Digital/Analog
DAC	digital-to-analog-converter
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DSP	Digitaler Signalprozessor
DVD	digital versatile disc
EEPROM	electrically erasable programmable read-only memory
EFM	electric force microscope
EMI	elektromagnetische Interferenz
FEM	Finite Elemente Methode
FFM	friction force microscopy
FIFO	first in first out
Flash	Flash-EEPROM, nichtflüchtiger Speicher (nur blockweise löschbar)
FMM	force modulation microscopy
FPGA	field programmable gate array (programmierbarer IC)
GRIN	gradient index
He-Ne	Helium-Neon
HF	Hochfrequenz
Ι	integral (Anteil der Übertragungsfunktion eines PID-Reglers)
IBF	ion beam figuring
IC	integrated circuit (integrierter Schaltkreis)
IRQ	interrupt request
KPFM	Kelvin probe force microscopy

LDGI	linear diffraction grating interferometer
LED	light emitting diode (Leuchtdiode)
LFM	lateral force microscopy
LSB	least significant bit (niederwertige Bit)
LWL	Lichtwellenleiter
METAS	Eidgenössisches Amt für Messwesen
MFM	magnetic force microscope
MSB	most significant bit (höchstwertige Bit)
NIST	National Institute of Standards and Technology
NMM	Nanomessmaschine, nano measuring machine
NPL	National Physical Laboratory
NPMM	Nanopositioni er- und -mess maschine, nano positioning and measuring machine $% \left({{{\left({{{{\left({{{{\left({{{{{}}}} \right)}}} \right.} \right.}} \right)}_{0,2}}} \right)$
OPV	Operationsverstärker
Р	proportional (Anteil der Übertragungsfunktion eines PID-Reglers)
PC	personal computer
PID	proportional integral derivative (Übertragungsfunktion eines Reglers)
PSI	phase-shifting interferometry, phase-shift interferometer
PTB	Physikalisch-Technische Bundesanstalt
PTFE	Polytetrafluorethylen
Pt	Distin
10	1 14111
RAPT	reactive atom plasma technology
RAPT RFI	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz
RAPT RFI RS	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA)
RAPT RFI RS SLD	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode
RAPT RFI RS SLD SNR	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis)
RAPT RFI RS SLD SNR SPM	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM SWLI	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope scanning white-light interferometry
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM SWLI TEM	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope scanning white-light interferometry transversalelektromagnetisch
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM STM SWLI TEM TTL	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope scanning white-light interferometry transversalelektromagnetisch Transistor-Transistor-Logik
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM STM SWLI TEM TTL UMAP	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope scanning white-light interferometry transversalelektromagnetisch Transistor-Transistor-Logik ultrasonic micro and accurate probe
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM STM SWLI TEM TTL UMAP UHMWPE	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope scanning white-light interferometry transversalelektromagnetisch Transistor-Transistor-Logik ultrasonic micro and accurate probe ultra-high molecular weight polyethylene
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM SWLI TEM TTL UMAP UHMWPE USB	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope scanning white-light interferometry transversalelektromagnetisch Transistor-Transistor-Logik ultrasonic micro and accurate probe ultra-high molecular weight polyethylene universal serial bus
RAPT RFI RS SLD SNR SPM SRAM STM STM SWLI TEM TTL UMAP UHMWPE USB UV	reactive atom plasma technology Radiofrequenzinterferenz recommended standard of Electronic Industries Association (EIA) Superlumineszenzdiode signal-to-noise ratio (Signal-Rausch-Verhältnis) scanning probe microscope static random access memory scanning tunneling microscope scanning tunneling microscope scanning white-light interferometry transversalelektromagnetisch Transistor-Transistor-Logik ultrasonic micro and accurate probe ultra-high molecular weight polyethylene universal serial bus ultraviolett

Formelzeichen

Bezeichnungen entsprechend DIN 1304 Teil 1 [290]

A	Fläche
a	Beschleunigung, Abstand, Parameter
В	magnetische Flussdichte, Bandbreite
b	Abstand, Parameter
C	Kapazität
С	Federkonstante, Phasengeschwindigkeit, Sensitivitätskoeffizient, Abstand
c_0	Vakuumlichtgeschwindigkeit
$D_{\rm A},D_{\rm B}$	A/D-Wandlerwerte, Quadratursignal
d	Durchmesser, Abstand
E	Elastizitätsmodul, elektrische Feldstärke
$E_{\rm e}$	Bestrahlungsstärke
$E_{\rm v}$	Beleuchtungsstärke
F	Kraft
FWHM	full width at half maximum (Halbwertsbreite)
f	Brennweite, Frequenz
G	Übertragungsfunktion
H	magnetische Feldstärke
h	Höhe, plancksches Wirkungsquantum
Ι	elektrische Stromstärke, Lichtintensität
i, \ldots_i	elektrische Stromstärke, Zählerstand, Laufindex
g	Fallbeschleunigung
k	Kreiswellenzahl, Kennlinienkoeffizienten, Boltzmannkonstante
$k_{ m IF}$	Interferometerfaktor
$k_{\rm TF}$	Teilungsfaktor
L	Induktivität, Länge, Abstand
l	Länge
$l_{ m c}$	Kohärenzlänge
$l_{ m m}$	Messstrecke der Interferometeranordnung
$l_{ m t}$	Totstrecke der Interferometeranordnung
m	Masse
NA	numerische Apertur
N	Demodulationswert
$N_{\rm arctan}$	digitalisierte Demodulationsphase
$N_{\rm cnt}$	Zählerstand
n	Brechzahl, Wandlerwert
n_0	Brechzahl beim Nullen der Zähler
P	Strahlleistung

p	Druck, Offsetwert
$p_{\rm sv}$	Sättigungswasserdampfpartialdruck
$p_{\rm v}$	Wasserdampfpartialdruck
q	Offsetwert
R	elektrischer Widerstand, Radius
$R_{ m L}$	Lastwiderstand
r	Radius, Radienverhältnis, Registerbreite, Ruck
RH	relative humidity (relative Luftfeuchte)
SNR	Signal-Rausch-Abstand
S	Fotosensitivität, Poynting-Vektor
S	Abstand, Weg, Standardabweichung
T	Taktperiode, Periodendauer, Tastzeit, absolute Temperatur
$t_{ m c}$	Kohärenzzeit
t	Zeit
U,u	elektrische Spannung, Unsicherheit
V	Hellempfindlichkeit
v	Geschwindigkeit
W	Werteumfang
$X, x, \ldots_{\mathbf{x}}$	Länge, Achsenbezeichnung
$Y, y, \ldots_{\mathrm{y}}$	Länge, Achsenbezeichnung
$Z, z, \ldots_{\mathrm{z}}$	Länge, Variable der z-Transformation, Achsenbezeichnung
α	Winkel, Phasenabweichung
β	Winkel, Fehlwinkel der Spiegelflächen
δ	Ordnungszahl der Interferenz
ϕ	Phase
φ	Winkel, Demodulationsphase, Kriechfehler
γ	Signalphase, Phasendifferenz
ϵ	Permittivität, Dehnung
λ	Wellenlänge
$\lambda_{ m vac}$	Vakuumwellenlänge
μ	Reibungszahl, Permeabilität
ν	Wellenzahl
ω	Kreisfrequenz
θ	Temperatur in °C
ρ	Reflexionsgrad
au	Laufzeitdifferenz
σ	mechanische Spannung

Kapitel 1

Einleitung

Auf vielen Gebieten wurde die technische Entwicklung in den letzten Jahrzehnten durch eine stetige Miniaturisierung geprägt, deren Ausgangspunkt der Einsatz von Halbleitermaterialien in diskreten Bauelementen war. Die Mikroelektronik ermöglichte es, die Bauelemente zu miniaturisieren und komplexere Schaltungen mit zunehmender Funktionalität zu realisieren. Die Mikrotechnik umfasst alle technischen Verfahren zur Herstellung sehr kleiner und zugleich hochpräziser funktionaler Strukturen. Die Miniaturisierung umfasst auch nichtelektrische Funktionen, wie mechanische, fluidische und optische Bauteile. In den letzten Jahren entwickelte sich die Nanotechnologie zu einer der wichtigsten Zukunftstechnologien. Sie ist durch eine weitere Miniaturisierung der Funktionselemente geprägt. Zunehmend sind Strukturen, Eigenschaften und Funktionen im Nanometerbereich von Bedeutung. Die Nanotechnologie wurde zum einen durch die ständige Verfeinerung der physikalischen Herstellungsmethoden der Mikroelektronik in einer Top-down-Strategie ermöglicht. Andererseits gestatten Verfahren der Chemie die Herstellung komplexer Moleküle und makromolekularer Einheiten aus Atomen und erlauben einen Bottom-up-Zugang.

Die Nanotechnologie wurde erst durch hochpräzise Mess- und Charakterisierungstechniken möglich. Die Entwicklung der Rastersondenmikroskopie stellt einen Meilenstein dar, da diese Systeme erstmals Strukturen unter 1 nm wiedergeben konnten. Die Sondendurchmesser begrenzen die laterale Auflösung der Rastersondenmikroskopie, welche bis in den Subnanometerbereich gehen kann. Als Positioniersysteme werden in Rasterkraftmikroskopen Piezoelemente eingesetzt, deren Bewegungs- und Scanbereiche auf ca. 2 µm bis 100 µm begrenzt sind und deren Stellsignale oft auch als Messinformation dienen. Diese bildgebenden Systeme erlaubten es, die Eigenschaften und Funktionen von Materie im Nanometerbereich zu erforschen. Mit der anwachsenden industriellen Fertigung nanoskaliger Systeme gewannen messende Systeme zunehmend an Bedeutung. Besonders Rasterkraftmikroskope werden als Werkzeuge zur Qualitätssicherung in der Halbleiterproduktion eingesetzt. Die Kriech- und Hystereseerscheinungen der Piezokeramik verursachen Messabweichungen von bis zu 10% des Messbereichsendwerts. Mit den steigenden metrologischen Anforderungen wurden die Rasterkraftmikroskope mit Messsystemen zur Positionserfassung ausgestattet. Zunächst wurden auf die Piezoelemente Dehnungsmessstreifen appliziert, um aus den Dehnungen der Piezoelemente Positionsmesswerte zu ermitteln. Die Messabweichungen konnten so auf ca. 2% des Messbereichsendwerts reduziert werden. Eine weitere Reduzierung der Messunsicherheiten auf wenige Nanometer wurde durch den Einsatz von kapazitiven und interferometrischen Messsystemen in ausgewählten Rastersondenmikroskopen erreicht. Mit der zunehmenden Verbreitung der Rasterkraftmikroskope wurden auch Anwendungen erschlossen, für die eine Vergrößerung der Messbereiche erforderlich wurde. Zunächst wurden Piezoelemente mit Grobantrieben kombiniert sowie Antriebssysteme mit Hubaddition (Schreit- und Vibroantriebe) eingesetzt. Konstante Scangeschwindigkeiten konnten erst durch den Einsatz von elektromagnetischen Antrieben (voice coil oder Lorentzaktuatoren) [168, 182] erreicht werden. Als Längenmesssysteme werden in den long-range scanning force microscopes Interferometer eingesetzt, deren Subnanometerauflösung und sehr große Messbereiche die Grundlage für die hochauflösende Positionierung und hervorragende Messunsicherheit sind. Die erforderliche Messung von kritischen Abmessungen (critical dimensions) und vertikalen Flächen der Halbleiterstrukturen machte eine Weiterentwicklung der Rastersondenmikroskopie notwendig. Erst durch ultra-scharfe Spitzen oder nanotubes an den Messspitzen konnten mit vertikaler Antastung die Strukturkanten gemessen werden. Ähnlich den Tastköpfen von Koordinatenmessgeräten wurden später in speziellen Rasterkraftmikroskopen tellerförmige Spitzen eingesetzt und die Flächen seitlich angetastet [251]. Waren Rastersondenmikroskope zunächst nur bildgebende Oberflächenmessgeräte mit Nanometerauflösung, so entwickeln sie sich zunehmend zu Nanokoordinatenmessgeräten.

Die technische Entwicklung in der Mikromechanik erfordert Koordinatenmessgeräte mit verbesserten Messauflösungen und -genauigkeiten sowie wesentlich verkleinerten Tastelementgeometrien. Durch die Skalierung und Verkleinerung der Anordnungen von Koordinatenmessgeräten wurden verschiedene Mikrokoordinatenmessgeräte entwickelt. Die Längenmesssysteme sind direkt an den einzelnen Führungsachsen angeordnet und bilden ein serielles Metrologiesystem. Die lateralen Führungsabweichungen gehen deshalb direkt in die Messergebnisse ein und lassen sich mit der Skalierung nicht verringern. Die Abweichungen können durch aufwendige Kalibriermessungen und Korrekturalgorithmen nur unzureichend reduziert werden. Erst zusätzliche interferometrische Messeinrichtungen, welche die Tasterbewegungen in allen Achsen direkt an den Tastern messen und parallele Metrologiesysteme darstellen, ermöglichen Messunsicherheiten im Nanometerbereich.

Bei Nanopositionier- und Nanomessmaschinen werden zur Reduzierung der Messunsicherheiten nur parallele Metrologiesysteme eingesetzt, welche die Relativbewegung zwischen Tastsystem und Messobjekt erfassen. Die Nanopositionier- und Nanomessmaschinen (NPMM, NMM) können die gerätetechnische Lücke zwischen den Rastersondenmikroskopen und den Koordinatenmessgeräten ausfüllen. Die Hauptkomponenten einer solchen NPMM sind das dreidimensionale Positioniersystem (Präzisionsführungen und -antriebe), die rückführbaren Längen- und Winkelmesssysteme, die Hard- und Software zur Messsignalverarbeitung, Steuerung und Regelung sowie die hochauflösenden Antast- und Bearbeitungssysteme. NPMM sind mit hervorragenden Messauflösungen und den sehr großen Messbereichen als Rastersondenmikroskope und als Koordinatenmessgeräte für Messobjekte mit makroskopischen bis nanoskopischen Abmessungen geeignet. Die Antast- oder Bearbeitungssysteme entscheiden über die Einsatzgebiete und die Anwendungen der Nanopositionier- und Nanomessmaschinen.

An der TU Ilmenau wurde am Institut für Prozessmess- und Sensortechnik in Zusammenarbeit

mit dem Zentrum für Bild- und Signalverarbeitung e. V. und der SIOS Messtechnik GmbH eine erste Nanomessmaschine entwickelt [197]. Die NMM-1 besitzt einen Mess- und Positionierbereich von ca. 25 mm ×25 mm ×5 mm. Der Prototyp arbeitete mit einer Messwertquantisierung von 1,234 nm. Das ursprüngliche Gerät konnte nur Oberflächenmessungen mit 1-D-Tastsystemen mit vertikaler Antastrichtung ausführen. Dieses Gerät und die erzielten Ergebnisse bis Januar 2002 wurden in der Dissertationsschrift "Nanopositionier- und Nanomessmaschine" beschrieben [168].

Die Weiterentwicklungen des Gerätes zielten auf eine Erhöhung der Messauflösung und eine Reduzierung der Messunsicherheiten ab. Die aktuelle Version der NMM-1 ermöglicht es, mit einer gesicherten Messauflösung von 0,1 nm und Messwertquantisierung von 0,02 nm mit höchster Präzision zu positionieren und zu messen. Weiterhin wurde die Hard- und Software des DSP-Systems des Gerätes überarbeitet und erlaubt nun Oberflächenmessungen mit beliebiger Antastrichtung des 1-D-Tastsystems sowie Koordinatenmessungen mit 2-D- oder 3-D-Tastsystemen. Das Anwendungsfeld und die Messmöglichenkeiten konnten durch die Integration verschiedenster Tastsysteme erweitert werden.

Dieses mehrfach durch die SIOS Meßtechnik GmbH gefertigte Gerät wird in Forschungseinrichtungen, Universitäten und metrologischen Staatsinstituten im In- und Ausland für vielfältige Messaufgaben sehr erfolgreich eingesetzt. Die vorliegende Schrift soll die Grundlagen, den Aufbau, die Wirkungsweisen und die Weiterentwicklung sowie die Anwendung der NPMM für Oberflächenmessungen und Koordinatenmessungen darstellen.

Kapitel 2

Stand der Technik

Die Hauptaufgabe der Nanomessmaschinen ist die dimensionelle Vermessungen von Objekten mit makroskopischen bis nanoskopischen Abmessungen. Für Messungen werden verschiedenste Messgeräte eingesetzt, die sich nach ihrer Wirkungsweise und in ihrem Aufbau sehr stark unterscheiden. Nachfolgend soll der Unterschied zwischen Oberflächen- und Koordinatenmessungen erläutert, verschiedenste Geräte für diese Messungen sowie der Stand der Technik dieser Geräte und der Nanopositionier- und Nanomessmaschinen dargestellt werden.

2.1 Oberflächen- und Koordinatenmessungen

Messobjekte werden durch ihre Grenzflächen und deren physikalischen, chemischen sowie geometrischen Eigenschaften definiert. Die geometrischen Eigenschaften werden durch Form, Lage und Maß (Grobgestalt) sowie Welligkeit und Rauheit der Oberflächen (Feingestalt) genauer bestimmt [293]. Viele Messmittel der Fertigungsmesstechnik können nur einzelne Größen des Messobjekts messen (z. B. Abstand, Durchmesser). Die Funktion des Messobjekts ist jedoch häufig vom Zusammenwirken verschiedener Merkmale abhängig. Dreidimensionale Messungen erlauben es, diesen räumlichen Bezug herzustellen. Form, Lage und Maß können durch punktweise Messungen am Messobjekt erfasst werden. Die Messpunkte dienen zur Berechnung von idealen Formelementen (z. B. von Geraden, Ebenen, Kreisen, Kugeln, Zylindern). Mit den geometrischen Ersatzelementen können Form-, Lage- und Maßabweichungen ermittelt werden [298, 484]. Die Erfassung der Welligkeit und Rauheit kann nur mit sehr vielen, dicht gelegenen Messpunkten erfolgen, während für die Formelemente nur wenige Messpunkte erforderlich sind. Die Verteilung und Anzahl der Messpunkte ist von der Messaufgabe, der Zugänglichkeit der Oberflächenpunkte und den eventuell vorhandenen Vorinformationen zum Messobjekt abhängig.

In einem räumlichen kartesischen Koordinatensystem (3-D) muss jeder Messpunkt mit drei Werten x, y, z (Koordinaten) angegeben werden. Diverse Messaufgaben lassen sich jedoch auch mit einer auf zwei Koordinatenachsen (2-D) oder sogar auf eine Koordinatenachse (1-D) reduzierte Wertangabe lösen. Häufig wird in Verbindung mit Oberflächenmessgeräten die Bezeichnung 2¹/2-D-Messung verwendet. Mathematisch ist diese Bezeichnung nicht korrekt, da bei diesen Messungen die Ergebnisse mit drei Koordinaten angegeben werden. Mit dieser Bezeichnung soll auf räumliche Einschränkungen bei der Messung hingewiesen werden. Wenn an jedem Punkt x, y nur ein Höhenwert z erfasst oder gemessen werden kann, so wird diese Messung als 2¹/2-D-Messung



Abbildung 2.1: (a) 2¹/₂-D-Messung bzw. Oberflächenmessung und (b) 3-D-Messung bzw. Koordinatenmessung (1 Messobjekt, 2 Tastelement und 3 Bahn des Tastelementes)

oder Oberflächenmessung bezeichnet (vgl. Abbildung 2.1a) [492]. Sehr steile oder senkrechte Kanten der Messobjektoberfläche können mit diesen Oberflächenmessgeräten nicht gemessen werden. Meist wird diese Einschränkung durch die Messeinrichtung und deren Vorgabe der Antastrichtung sowie die Form und Größe des Tastelementes und die Richtungsempfindlichkeit des Tastsystems verursacht [481, 497]. Bei einer 3-D-Messung bzw. Koordinatenmessung können einem Wertepaar x, y beliebig viele Werte für z zugeordnet werden (vgl. Abbildung 2.1b). Es müssen senkrechte Kanten und sogar Hinterschneidungen messbar sein.

Die geometrischen Eigenschaften werden meist mit spezialisierten Geräten erfasst, die sich nach verschiedenen Kriterien unterteilen lassen. Häufig werden sie nach den vorrangigen Messaufgaben (z. B. Oberflächenmessung, Koordinatenmessung), nach der Art der Antastung und Erfassung der Messobjektoberfläche (taktil oder optisch) und nach dem Messprinzip (z. B. interferometrisch, kapazitiv, induktiv) sowie nach verschiedenen Bauformen unterschieden. Weiterhin können die Geräte nach bildgebenden oder messenden Verfahren sowie flächenhafter oder punktförmiger Antastung klassifiziert werden. In den nachfolgenden Abschnitten sollen Messgerätegruppen vorgestellt werden, welche zur Oberflächen- oder Koordinatenmessung mit Messauflösungen im Nanometerbereich eingesetzt werden können. Eine klare Einteilung in diese Gruppen trifft meist nur bei sehr spezialisierten Geräten zu. Zunehmend sind Messsysteme anzutreffen, die durch den Austausch des Tastsystems multifunktional einsetzbar sind und dadurch keine eindeutige Zuordnung erlauben.

2.2 Koordinatenmessgeräte

Koordinatenmessgeräte sind entsprechend der DIN EN ISO 10360-1 Messsysteme, welche mit beweglichen Messkopfsystemen zur Erfassung von räumlichen Koordinaten von Punkten auf Werkstückoberflächen ausgestattet sind [296]. Bei der Messung werden Messkopfsystem und Messobjekt zueinander positioniert, das Tastelement mit dem Messobjekt an verschiedenen Punkten in Kontakt gebracht und die Messpunkte bezüglich des Gerätekoordinatensystems erfasst. Das Gerätekoordinatensystem wird durch die rechentechnisch korrigierten Führungsbahnen vorgegeben. Die Messpunkte können mit Einzelpunktantastungen oder einem Scan, einer fortlaufenden Aufnahme von Messpunkten entlang einer vorgegebenen Bahn oder der Oberfläche folgend, erfasst werden. Im Anhang A der DIN EN ISO 10360-1 werden verschiedene Bauformen der Koordinatenmessgeräte unterschieden [296]. Diese variieren in der Anordnung der bewegten Koordinatenachsen und der Tragkonstruktion sowie der Zuordnung der Positionierbewegungen zum



Abbildung 2.2: Miniaturisierte Koordinatenmessgeräte: (a) nano-CMM [443] und (b) micro-CMM [122]

Messkopfsystem oder Messobjekt. Die rotatorischen und translatorischen Führungsabweichungen sowie das serielle Metrologiesystem sind zusammen mit der Verletzung des Abbeprinzips verantwortlich für die relativ großen Messabweichungen im Mikrometerbereich. Somit eignen sich die konventionellen Koordinatenmessgeräte nur für Messungen relativ großer Objekte. In Forschung und Industrie sind jedoch starke Bestrebungen vorhanden, die Koordinatenmessgeräte bis zu Messauflösungen von wenigen Nanometern anwenden zu können. Hierfür wurden Mikrokoordinatenmessgeräte entwickelt, welche nach sehr unterschiedlichen Konzepten aufgebaut und teilweise auch kommerziell verfügbar sind.

In der **nano-CMM** (vgl. Abbildung 2.2a) des Department of Precision Engineering der University of Tokyo (Messbereich 10 mm ×10 mm ×10 mm, Auflösung 10 nm) [442, 443, 444, 445, 446, 447] wurden als Messsysteme Glasmaßstäbe und als Führungselemente Gleitführungen mit Teflonbeschichtung eingesetzt. Die Spindelantriebe der *nano-CMM* bewirkten neben den Translationen auch Drehmomente die zu größeren Führungsabweichungen und Messunsicherheiten führten. Sie wurden im nachfolgenden Aufbau durch Reibstangenantriebe ersetzt. Ein ähnlicher Aufbau wurde mit der **micro-CMM** (vgl. Abbildung 2.2b) von dem Department of Mechanical Engineering der National Taiwan University vorgestellt (Messbereich 25 mm ×25 mm ×10 mm, Auflösung 1 nm) [122]. Als Antriebe werden in diesem Gerät piezoelektrische Trägheitsantriebe eingesetzt. Die reduzierten Abmessungen führen bei beiden Geräten durch den kleineren Abbeoffset zu geringeren Messabweichungen.

Ein abweichendes Designprinzip eines Koordinatenmessgeräts wurde mit der **high-precision 3D-coordinate measuring machine** von der Technischen Universität Eindhoven vorgestellt [469, 470]. Dieses Gerät wurde von der Firma Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH zum Messgerät F25 ausgebaut (Messbereich $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$, Auflösung 5 nm) [56, 380, 424, 425, 426]. In der Abbildung 2.3b ist der Grundaufbau und in Abbildung 2.3c das kommerzielle Gerät F25 zu sehen. Während bei den meisten Koordinatenmessgeräten das Abbeprinzip nur in der vertikalen Messachse (z-Achse) realisiert wird, wurde in diesem Gerät zusätzlich der laterale Abbeoffset in den beiden horizontalen Messachsen (x- und y-Achse) durch eine neuartige Führungs- und Messsystemanordnung eliminiert [469]. Die Glasmaßstäbe der x- und y-Achsen sind so angeordnet, dass bei einer bestimmten vertikalen Tasterposition kein Abbeoffset auftritt.



Abbildung 2.3: *High-precision 3D-coordinate measuring machine*: (a) Anordnung der Führungs- und Messsysteme, (b) Grundaufbau [470] und (c) kommerzielles Gerät F25 [426]

Eine Weiterentwicklung dieses Konzeptes wurde mit der **NanoCMM** (vgl. Abbildung 2.4) von der Technischen Universität Eindhoven vorgestellt (Messbereich $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$, Auflösung 1 nm) [420, 421, 422].

Das Koordinatenmessgerät **NanoCord** (vgl. Abbildung 2.5a) der Firma Mitutoyo verfügt über eine Gerätebasis aus Granit, auf dem ein luftgelagerter xy-Tisch das Messobjekt positioniert (Messbereich 300 mm ×200 mm ×100 mm, Auflösung 1 nm) [272, 273]. Der Reibantrieb und die Glasmaßstäbe sind mittig an dem Tisch befestigt, um den Abbeoffset zu reduzieren. Die z-Achse wird an einem feststehenden Portal mit Hilfe eines Luftlagers und Spindelantriebs vertikal bewegt. Als Tastsysteme werden ein Bildverarbeitungssystem sowie der UMAP-Ultraschalltaster eingesetzt, welcher im Abschnitt 9.2.2 (S. 100) beschrieben wird. Das Messgerät wird durch eine tonnenförmige Einhausung von Umgebungseinflüssen isoliert.

Bei dem Koordinatenmessgerät **ultra precision coordinate measuring machine** (vgl. Abbildung 2.5b) der Firma Eastman Kodak (Messbereich $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$, Auflösung 0,3 nm) wird das Messobjekt mit einem luftgelagertem xy-Positioniertisch bewegt, dessen laterale Position und Drehung um die vertikale Achse mit drei Interferometern gemessen wird [511, 512]. Die y-Achse ist als H-Struktur aufgebaut und wird von zwei Motoren angetrieben. Die x-Achse wird von einem Motor angetrieben. Der Taster wird mit einer luftgelagerten Linearführung nur vertikal bewegt. Die Gewichtskraft des beweglichen Teils der z-Achse und des Tasters wird über ein Gegengewicht kompensiert. Dieses ist hinter der Säule angeordnet und mit



Abbildung 2.4: Koordinatenmessgerät NanoCMM [422]



Abbildung 2.5:
Koordinatenmessgeräte:
(a) NanoCord [273] und
(b) ultra precision coordinate measuring machine [511]

einem umgelenkten Stahlband verbunden. Zur Messung der vertikalen Position ist ein weiteres Interferometer vorgesehen.

Im National Physical Laboratory wurde mit einem 6-achsigen Interferometersystem und drei Spiegelplatten, welche orthogonal zueinander an der Pinole eines konventionellen Koordinatenmessgeräts befestigt sind, die **small CMM** aufgebaut (Messbereich 50 mm ×50 mm ×50 mm, Auflösung 0,31 nm) [234, 236]. Die an einem Invarrahmen befestigten Interferometer dienen der rückführbaren Messung der Translation und Rotation des Tasters (vgl. Abbildung 2.6a). Ein Teil der von den drei Spiegelplatten reflektierten Laserstrahlung wird verwendet, um nach dem Autokollimationsprinzip eine Winkelmessung vorzunehmen. Die Winkelmesssignale werden mit den interferometrischen Winkelmessung der Ebenheit der Messspiegel [236]. Als Taster dient ein kapazitiv messender, taktiler 3-D-Mikrotaster, der im Abschnitt 9.2.4.2 (S. 104) beschrieben wird.

In der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt wurde ein kommerzielles Koordinatenmessgerät in Portalbauweise mit stationärem Portal zu einer **3-D-Mikromesseinrichtung (3D-MME)** erweitert (Messbereich 25 mm ×40 mm ×25 mm, Auflösung 10 nm) [35, 36]. Das hinzugefügte 6-achsige Interferometersystem dient zur Messung der Translation und Rotation des Messtasters (vgl. Abbildung 2.6b). Der zweigeteilte Metrologierahmen besteht aus einem äußeren Aluminiumrahmen zur Befestigung der Interferometer und einem inneren Invarrahmen zur Befestigung der



(a)



Abbildung 2.6: Präzisionsmesseinrichtungen: (a) *small CMM* [236] und (b) 3-D-Mikromesseinrichtung (3D-MME) [35]

(b)

Referenzspiegel der Interferometer und zur Auflage des Messobjekts. Als Messspiegel dienen zwei dreiseitig verspiegelte Zerodurquader, welche an den zwei Pinolen des Koordinatenmessgeräts befestigt wurden. An den Zerodurquadern wurden der Fasertaster der Firma Werth Messtechnik GmbH und der 3-D-Taster mit piezoresistiver Auslenkungsmessung der TU Braunschweig befestigt. Diese können abwechselnd für Messungen eingesetzt werden.

2.3 Tastschnittgeräte

Zur Messung der Rauheit und Welligkeit von Oberflächen werden Tastschnittgeräte bzw. Profilometer eingesetzt. Für die Messung wird eine Tastspitze auf das Messobjekt aufgesetzt und mit konstanter Geschwindigkeit geradlinig über das Messobjekt bewegt [299]. Die Tastspitze wird durch die Wechselwirkung mit dem Messobjekt ausgelenkt. Die Tastspitze ist meist an einem drehbar gelagerten Hebel befestigt, welcher die Tastspitzenauslenkung zu einem Messwandler überträgt. Die Messdynamik der Tastschnittmessung ist durch das Trägheitsmoment des Tasthebels und die zulässigen Messkräfte limitiert [202, 277]. Die Führungsbahn der Führung in der Vorschubeinheit dient als Referenzfläche für die Messung (Bezugsflächentastsystem). Die Tastschnittgeräte sind aufgrund der kegeligen Form des Tastelementes nur für 2¹/₂-D-Messungen bzw. Oberflächenmessungen geeignet. Als Messwandler werden induktive Wegaufnehmer mit kleinem Messbereich oder optische Inkrementalmessysteme (Glasmaßstab oder Interferometer) mit größerem Messbereich eingesetzt [54, 448]. Letztere erlauben es, neben der Rauheit und Welligkeit auch Formabweichungen zu messen. Eine flächige Messung erfordert eine seitliche Verschiebung des Messobjekts nach jeder Profillinie. Die Bewegung der Tastspitze auf einer Kreisbahn und die Verletzung des Abbeprinzips verursachen relativ große Messabweichungen.

In dem **Nanostep 3000** der Firma *Taylor Hobson* wird im Gegensatz zu konventionellen Tastschnittgeräten ein Zerodurstab mit einer Federgelenkführung linear geführt. Am Zerodurstab sind die Tastspitze und der Anker des induktiven Messsystems befestigt. Das Gerät ermöglicht Scanlängen von 50 mm und besitzt bei einer Auflösung von 0,03 nm einen vertikalen Messbereich von 2 µm bzw. bei 0,3 nm von 20 µm. Das NPL entwickelte auf der Basis des Nanostep-Tasters mehrere Oberflächenprofilschreiber [132]. Bei dem aktuellen Gerät **NanoSurf IV** wurde das obere Ende eines zweiten Zerodurstabes poliert und verspiegelt [235]. Am unteren Ende wurden die Tastspitze und dieser Stab zusammen mit einer Fokussierlinse an der Federgelenkführung des



Abbildung 2.7: Interferometrisches Tastschnittgerät NanoSurf IV des NPL [234]

Nanostep-Tasters angebracht. Die vertikale Verschiebung von maximal 10 µm wird mit einem von der Linse auf die Spiegelfläche fokussierten Messstrahl interferometrisch gemessen. Die Teile des Messkreises, die Grundplatte, das Portal und der Führungsschlitten wurden zur Reduzierung der Messunsicherheit aus Zerodur hergestellt (vgl. Abbildung 2.7). Die Messbewegung des Führungsschlittens und des Messobjekts von maximal 100 mm wird ebenfalls mit einem Homodyninterferometer gemessen [235]. Für beide Messrichtungen wird eine Messauflösung von 0,1 nm und für Messungen eine Unsicherheit von ca. 1 nm angegeben.

Von der Firma nanoJura wird ein **ultra-high profilometer (NJ-UHP)** angeboten, welches auch im französischen metrologischen Staatsinstitut für die Kalibrierung von Rauheitsstandards eingesetzt wird. Der Scanweg und die vertikale Bewegung des Messobjektes werden an Planspiegelflächen mit Interferometern gemessen [280].

Von der Firma Panasonic wurde das **ultrahigh accurate three-dimensional profilometer** (Messbereich 400 mm ×400 mm ×90 mm) entwickelt [320, 464, 465]. Die Spitze eines Tastschnittgeräts (Radius 2 µm) oder eine Rubinkugel (\emptyset 0,5 mm) ist am unteren Ende eines Stifts befestigt, der sich in einer Gleitführung vertikal bewegen kann (vgl. Abbildung 2.8a). Der Stift hängt am oberen Ende an einer Blattfeder, die auf Schneiden liegt. An diesem Ende wurde zusätzlich ein kleiner Spiegel befestigt, der mit einem Fokussensor und dem fokussierten Messstrahl des z-Interferometers angetastet wird. Der Taster wird zusammen mit dem Fokussensor in vertikaler Richtung positioniert, um das Fokusfehlersignal und dadurch die Messkraft konstant zu halten. Die vertikale Bewegung des Tastkopfs wird mit dem z-Interferometer gegen eine darüber angeordnete große Referenzspiegelplatte gemessen. Alle drei Interferometer sind an einer xy-Plattform befestigt und werden zusammen mit dem Tastsystem und dem He-Ne-Laser lateral bewegt. Die x- und y-Interferometer messen jeweils gegen eine Referenzspiegelleiste. Die drei Referenzspiegel und das Messobjekt sind fest angeordnet. Für die vertikale Messachse kann das Abbeprinzip umgesetzt und für die x- und y-Achse jeweils nur der laterale Abbeoffset eliminiert werden.

Bei der Firma *Canon Inc.* wurde ein zweiseitig messendes Gerät **double-sided contour mea**suring machine aufgebaut [283]. Das Messobjekt wird mit zwei luftgelagerten Taststiften an den gegenüberliegenden Seiten angetastet und gleichzeitig die Konturen an beiden Seiten des Messobjekts gemessen. Das Abbeprinzip wird nur in Taststiftrichtung eingehalten. Deshalb werden die Positionen und Kippungen der Taster jeweils mit fünf Interferometern gemessen.



Abbildung 2.8: Tastschnittgerät ultrahigh accurate three-dimensional profilometer: (a) Prinzip des Tasters und (b) Gesamtaufbau (1 Tastspitze, 2 Gleitführung, 3 Blattfeder, 4 Fokussensor, 5 z-Messstrahl, 6 bewegter Tastkopf, 7 x-, 8 y- und 9 z-Referenzspiegel, 10 He-Ne-Laser, 11 xy-Plattform, 12 x- und 13 y-Führung) [464] Ein weiteres Oberflächenmessgerät zur Vermessung großer optischer Linsen wurde von der Firma Nikon Corporation vorgestellt [429]. Die Grundstruktur entspricht einem Koordinatenmessgerät in Portalbauform mit stationärem Portal [296]. Am Metrologierahmen sind sechs teilweise großflächige Referenzspiegel für die interferometrische Messung befestigt. Der Taststift kann sich in vertikaler Richtung aufgrund der Wechselwirkung mit dem Messobjekt luftgelagert bewegen und ist zur Reduzierung der Messkraft an einer Spiralfeder aufgehängt. Die Befestigungsplatte des Tastsystems wird in y- und z-Richtung positioniert. Neben der interferometrischen Messung der vertikalen Tasterauslenkung dienen fünf Interferometer zur Messung der Bewegung der Befestigungsplatte. Die Rotation um die Taststiftachse wird nicht erfasst. Das Messobjekt wird in x-Richtung positioniert und alle translatorischen und rotatorischen Bewegungen werden mit sechs weiteren Interferometern erfasst.

2.4 Messmikroskope

Das Messmikroskop verfügt im Vergleich zum Mikroskop über eine zusätzliche Zielvorrichtung (z. B. Skala oder Fadenkreuz im Okular) und eine zweiachsige laterale Positioniervorrichtung mit Wegmesssystemen [492]. Die Messpunkte auf der Messobjektoberfläche werden durch seitliches Verschieben des Messobjekts mit der Positioniervorrichtung anvisiert und der laterale Abstand mit den Wegmesssystemen erfasst. Für die automatische Messdatenerfassung werden die Messmikroskope mit Kamerasensoren erweitert. Diese Geräte werden auch als Bildverarbeitungsmessgeräte bezeichnet, da die Bilder rechentechnisch verarbeitet werden [271]. Durch den Kamerasensor können gleichzeitig viele Messpunkte aufgezeichnet und somit flächenhafte Erfassungen von Teilausschnitten der Messobjektoberfläche erfolgen. Das manuelle Anvisieren der Messpunkte wird durch eine automatische Kantendetektion in den Messbildern ersetzt [272]. Die Messinformationen der Bildpunkte erlauben nur eine 2-D-Messung [274, 392].

2.5 Interferenzmikroskope

Die Interferenzmikroskopie erlaubt es, eine Höheninformation aus den Interferenzerscheinungen abzuleiten und 2¹/2-D-Messungen bzw. Oberflächenmessungen durchzuführen. Hierfür sind zusätzlich ein Strahlteiler und eine Referenzfläche erforderlich, die zusammen mit der Messobjektoberfläche eine Interferometeranordnung bilden. Diese Interferenzmikroskope erzielen entsprechend des Aufbaus nach Michelson, Mirau und Linnik unterschiedliche laterale Auflösungen [20, 21, 55, 106, 502]. Bei der Interferenzmikroskopie wird kohärentes Licht zur Beleuchtung eingesetzt. Das Interferenzbild wird mit einem Kamerasystem aufgenommen. Bei Änderung der optischen Wegdifferenz zwischen Mess- und Referenzarm wird die Intensität durch die Interferenz nach Gleichung (6.14) S. 54 sinusförmig moduliert. Zur Messung der Topografie der Oberfläche ist die Ermittlung des Phasenwerts und der Interferenzordnung für jedes Kamerapixel erforderlich. Durch Verschiebung des Referenzspiegels und der damit verbundenen Phasenschiebung des Referenzstrahls kann das Interferogramm variiert werden (Phasenschiebeinterferometrie). Die Phasenschiebung erfolgt kontinuierlich oder schrittweise mit drei bis fünf Stützstellen. Aus den aufgezeichneten Intensitätsdaten der Interferogramme kann für jedes Pixel der Kamera ein Phasenwert berechnet werden. Für die Demodulation der Interferenzsignale werden verschiedenste Algorithmen zur Phasenauswertung eingesetzt und damit Höhenauflösungen $< 1 \,\mathrm{nm}$ erreicht [72, 106, 150, 208, 348]. Zunehmend werden Geräte eingesetzt, bei denen die Phaseninformationen ohne Bewegung der Referenzfläche, entweder durch gezielte Modulation der Laserfrequenz [87] oder durch polarisationsoptische Auswertung [38, 265, 304, 500] ermittelt werden kann. Um die Messobjektoberfläche vollständig rekonstruieren zu können, müssen zusätzlich die Interferenzordnungen bestimmt werden. Bei relativ ebenen Oberflächen ist die Phasendifferenz zwischen zwei benachbarten Pixeln kleiner als π bzw. die Höhendifferenz kleiner als $\lambda/4$. Aus den Phasendaten der einzelnen Pixel kann durch unwrapping (bedingtes Addieren oder Subtrahieren von 2π) die Interferenzordnung ermittelt werden [94, 502]. Aufgrund der Mehrdeutigkeiten versagt dieses Verfahren jedoch bei hohen und steilen Kanten auf der Messobjektoberfläche [153]. Eine Möglichkeit zur Vergrößerung des eindeutigen Bereiches ist die Verwendung zweier diskreter Wellenlängen [73, 502]. Die Messungen werden mit beiden Wellenlängen durchgeführt und anschließend die Phasendaten der beiden Messungen subtrahiert. Dadurch ergibt sich eine synthetische Wellenlänge $\lambda_{eq} = \lambda_a \lambda_b / (\lambda_a - \lambda_b)$ [73]. Höhenunterschiede zwischen den Pixeln können bis zu $\lambda_{eq}/4$ erfasst werden. Die Messwerte können durch Kombination der Phasendaten für eine Wellenlänge und eines unwrapping mit den Differenzphasendaten aus beiden Wellenlängen ermittelt werden. Die Phasenschiebung erfolgt bei beiden Verfahren nur in dem sehr kleinen Bereich von einer oder wenigen Interferenzordnungen, der für den Algorithmus zur Phasenauswertung erforderlich ist.

In den letzten Jahren gewann die scannende Weißlichtinterferometrie zunehmend an Bedeutung [155]. Im Gegensatz zur herkömmlichen Interferenzmikroskopie wird weißes Licht mit einer sehr kurzen Kohärenzlänge eingesetzt. Bei Änderung der optischen Wegdifferenz zwischen Messund Referenzarm wird die Intensität durch die Interferenz nur in einem sehr kleinen Bereich bei gleichen optischen Weglängen sinusförmig moduliert. Bei der Messung wird der gesamte vertikale Messbereich durchfahren (vertikaler Scan), während dabei die Kamerabilder und die zugehörigen vertikalen Positionen erfasst werden. Die Abfolge der Interferenzintensitäten wird für jedes Kamerapixel separat ausgewertet. Dabei sind jeweils nur die Bereiche mit Interferenzmodulation erforderlich [86]. Aus den Hüllkurven der Interferenzfunktion kann das Profil des Messobjekts ermittelt werden [476]. Bei optisch ebenen Oberflächen können so Höhenauflösungen von 5 nm erzielt werden. Jedoch können bei optisch rauen Oberflächen Messabweichungen in der Größenordnung der verwendeten Kohärenzlänge auftreten [153]. Deshalb wird meist eine Kombination der Auswertung der Hüllkurve und der Phasendaten bevorzugt, welche eine bessere Auflösung und geringe Störanfälligkeit aufweist. Neben der Phasenauswertung der herkömmlichen Phasenschiebeinterferometrie [160] werden auch die Frequenzbereichsanalyse [86, 153, 155, 160, 161, 476, 496] oder die Wavelet-Analyse [365] zur Auswertung eingesetzt. Die Messungen können auch Messobjekten mit hohen und steilen Kanten erfolgen, sofern diese im vertikalen Scanbereich liegen. Als Scanner werden vorzugsweise Piezoaktoren eingesetzt.

2.6 Konfokalmikroskope

Geräte, bei denen die Oberfläche eines Objekts zeilenweise Punkt für Punkt mit einer feinen Sonde abgetastet wird und ein dabei entstehendes Messsignal mit einem stark vergrößerten Maßstab wiedergegeben wird, werden allgemein als lateral scannende oder rasternde Mikroskope bezeichnet. Der Ausgangspunkt für die Entwicklung dieser Mikroskope war das *flying-spot microscope*, bei dem das Messobjekt mit einem sehr kleinen Punkt beleuchtet und der Punkt während der Messung schnell über die Oberfläche bewegt wird [489]. Das Bild wird aus den sequentiell aufgenommen Bildpunkten zusammengesetzt. Bei einem normalen Lichtmikroskop entsteht das Bild durch eine Überlagerung aus einer scharfen Abbildung der Punkte in der Fokalebene und einer unscharfen Abbildung der Punkte außerhalb dieser. Da bei dem *flying-spot microscope* nur der gerade beleuchtete Punkt zur Bildentstehung beiträgt, konnte mit diesem System ein besserer Kontrast erzielt werden (vgl. Abbildung 2.9a). Der Strahl wird auf dem Hin- und Rückweg durch das Objektiv gebeugt [306, 489, 494]. Die laterale Auflösung wird durch die Beugung auf dem Rückweg nicht beeinflusst, da nur die Gesamtintensität erfasst wird [306, 314].

Bei dem konfokalen Mikroskop wird das Messobjekt ebenfalls punktförmig beleuchtet [405, 489]. Vor dem Empfänger wurde in den Strahlengang eine weitere Blende integriert (vgl. Abbildung 2.9b). Die Blenden sind so angeordnet, dass nur das reflektierte Licht eines fokussierten Punktes auf den großflächigen Fotoempfänger trifft [39, 138, 153, 156, 489, 494]. Der Beleuchtungs- und der Detektionsfokus fallen zusammen bzw. sind konfokal. Reflexionen der Messobjektoberfläche, die nicht aus der Fokalebene kommen, werden zweifach unterdrückt. Die Beleuchtungsintensität ist außerhalb der Fokusebene schwächer. Weiterhin wird das Licht nicht auf die Empfängerlochblende fokussiert und gelangt somit nicht auf den Empfänger. Für die Messung wird das Messobjekt schrittweise entlang der optischen Achse verfahren und auf jeder Stufe die Intensitäten während eines lateralen Scans aufgezeichnet. Für jeden lateralen Messpunkt wird die Fokusfunktion erfasst und für das Intensitätsmaximum der Höhenwert ermittelt.



Abbildung 2.9: (a) *Flying-spot microscope* (1 Lichtquelle, 2 Lochblende, 4 Strahlteiler, 5 Objektiv, 6 Messobjekt und 8 großflächiger hochempfindlicher Fotoempfänger), (b) Konfokalmikroskop nach Marvin Minsky [405] und (c) konfokales Laser-Rastermikroskop (9 Laserlichtquelle)



Abbildung 2.10:

Intensitätsverlauf für die vertikale Verschiebung des Messobjekts beim konfokalen Mikroskop (Fokusfunktion)

Vorzugsweise werden drei Methoden eingesetzt: die einfache Suche der Maxima, die Regression von Intensitätsfunktionen und die Ermittlung der Schwerpunkte der Fokusfunktionen [153]. Die vertikale Messauflösung ist von der Breite des Intensitätsmaximums abhängig und verbessert sich mit Vergrößerung der numerischen Apertur des Objektivs (vgl. Abbildung 2.10) [460, 461]. Es werden Auflösungen von < 2 nm erreicht. Das konfokale Laser-Rastermikroskop wird von einem Laser beleuchtet (vgl. Abbildung 2.9c) [313]. Beim differentiellen Konfokalmikroskop wird zur Beleuchtung Licht mit zwei verschiedenen Wellenlängen eingesetzt [51]. Durch die Dispersion des Objektivs unterscheiden sich die Brennweiten geringfügig für die beiden Wellenlängen und die Intensitätsmaxima sind in Richtung der optischen Achse zueinander versetzt. Die Intensität wird für jede Wellenlänge separat erfasst. Aus der Differenz der beiden elektrischen Intensitätssignale lassen sich die Höhenwerte mit einer besseren Auflösung ermitteln.

2.7 Autofokusmikroskope

Beim Autofokusmikroskop wird das Licht in einem einzigen Punkt mit einem Durchmesser von ca. 0,5 µm bis 2 µm auf die Messobjektoberfläche fokussiert. Das reflektierte Licht kann nach verschiedenen Verfahren ausgewertet werden, deren Entwicklung von der Lesetechnik optischer Speichermedien profitiert. Als Auswerteverfahren werden das foucaultsche Schneidenprinzip mit einer Blende [135, 480], einem Doppelkeilprisma [53, 110, 319, 329, 489] oder einem segmentierten Beugungsgitter [252, 397, 406, 509] oder das Prinzip mit astigmatischer Linse [37, 39, 138, 509] eingesetzt. Die Kennlinie des Autofokusmikroskops weist in der Nähe der Fokalebene eine lineare Abhängigkeit und hohe Sensitivität auf (vgl. Abbildung 2.11). Die Größe des linearen Bereiches ist von der numerischen Apertur des Objektivs abhängig. Die lineare Abhängigkeit erlaubt eine Nachfokussierung mittels Abstandsänderung zwischen Messobjekt und Fokussierlinse. Bei der Messung wird ein lateraler Scan und gleichzeitig eine Fokusregelung durchgeführt. Der Weg der Nachführung entspricht dabei den Höhenwerten der Messobjektoberfläche. Die vertikale Messauflösung ist von der numerischen Apertur des Objektivs abhängig und verbessert sich



Abbildung 2.11: Fokusfehlersignal für die vertikale Verschiebung des Messobjekts

mit Vergrößerung der Apertur. Es lassen sich vertikale Auflösungen von $< 1 \,\mathrm{nm}$ erreichen. Die laterale Auflösung ist durch die Beugung begrenzt.

2.8 Rastertunnelmikroskope

Mit dem Rastertunnelmikroskop war es erstmals möglich, Abbildungen von Oberflächen mit atomarer Auflösung zu erhalten [19, 23, 24, 513]. Stehen zwei leitende Oberflächen getrennt durch eine sehr dünne isolierenden Schicht von wenigen Nanometern (< 10 nm) gegenüber, so können sich die quantenmechanischen Zustände der Elektronen der Oberflächen überlagern und eine von Null verschiedene Wahrscheinlichkeit zum Austausch (tunneln) von Elektronen auftreten [492]. Beim Anlegen einer kleinen Spannung (10 mV bis 1 V), kann ein exponentiell abstandsabhängiger Tunnelstrom (0,2 nA bis 10 nA) gemessen und dieser zur Abstandsregelung genutzt werden [19]. Für die Abstandsregelung und zum Scannen werden Piezoaktoren oder auch Tauchspulantriebe eingesetzt [433]. Die Messspitzen werden durch schräges Schneiden eines Drahtes oder durch elektrochemisches Ätzen hergestellt. Sehr glatte Messobjektoberflächen erlauben den Messmodus konstanter Höhe (constant height mode), bei dem die Spitze in einer festen Höhe über die Oberfläche geführt und dabei die abstandsabhängige Änderung des Tunnelstromes erfasst wird (vgl. Abbildung 2.12a). Diese Arbeitsweise erlaubt eine sehr schnelle laterale Scanbewegung. Rauere Oberflächen erfordern eine Nachführung des Abstandes zwischen Spitze und Messobjekt. Beim Modus konstanten Tunnelstromes (constant current mode) wird der Tunnelstrom während des



Abbildung 2.12:

Arbeitsweisen des Rastertunnelmikroskops: (a) Modus konstanter Höhe und (b) Modus konstanten Tunnelstromes [19] Scans durch ein Regelungssystem auf einem konstanten Wert gehalten und der nachgeführte Weg als Höheninformation genutzt (vgl. Abbildung 2.12b). Die Rastertunnelmikroskopie erlaubt die Messung der elektrischen Oberfläche des Objekts.

2.9 Rasterkraftmikroskope

Das 1986 von G. Binnig und C. F. Quate vorgestellte Rasterkraftmikroskop gestattet auch Messungen an nicht leitenden Objekten [22]. Eine pyramidenförmige Spitze mit einem Spitzenradius von 5 nm bis 50 nm am Ende eines fotolithografisch hergestellten Biegebalkens (*cantilever*) wird über das Messobjekt geführt. Während der lateralen Scanbewegung wird die Kraftwirkung (< 1 nN) zwischen dem Messobjekt und der Spitze detektiert, indem die Auslenkung des Biegebalkens erfasst (*constant height mode*) oder durch die Verschiebung von Messobjekt oder *cantilever* nachgeregelt wird (*constant force mode*). Die Auslenkungsmessung am *cantilever* kann optisch, kapazitiv oder piezoresistiv erfolgen [19].

Bei sehr kleinen Abständen zwischen der Tastspitze und dem Messobjekt dominieren die repulsiven Kräfte (vgl. Abbildung 2.13). Mit zunehmendem Abstand werden diese Kräfte kleiner und die attraktiven Van-der-Waals-Kräfte und Kapillarkräfte bestimmen die Wechselwirkung zwischen Tastspitze und Messobjekt. Bei größeren Abständen dominieren elektrostatische und magnetische Kräfte [306]. Entsprechend der Kennlinie werden im contact mode die repulsiven Kräfte und im non-contact mode die attraktiven Kräfte genutzt. Da die Kennlinie im attraktiven Bereich eine geringere Empfindlichkeit aufweist, wird im non-contact mode mit einer Schwingungsanregung des cantilever's gearbeitet und die Amplituden-, Phasen- oder Frequenzänderung bei Abstandsänderung detektiert. Im contact-mode führen die lateralen Reibkräfte während des Scans zu einer Verfälschung des Messsignals. Im intermitted contact mode (tapping mode, force modulation mode) wird der cantilever zu einer Schwingung angeregt, die ein periodisches Abheben der Tastspitze von der Oberfläche bewirkt und die lateralen Kraftwirkungen begrenzt. Bei der lateral force microscopy (LFM) wird der cantilever in Kontakt gebracht und während der Scanbewegung quer zum cantilever die Biegung konstant gehalten. Die Reibung an der Tastspitze verursacht eine messbare Torsion des cantilever's und ermöglicht die Abbildung der Reibeigenschaften der Oberfläche. Die friction force microscopy (FFM) kann auch durch einen Vorwärtsund Rückwärtsscan in cantilever-Richtung erfolgen. Die Scans erfolgen im contact mode auf der gleichen Scanlinie. Durch die Reibung wirken am cantilever Momente mit unterschiedlichen Vorzeichen für die Vorwärts- und Rückwärtsbewegung. Aus den unterschiedlichen cantilever-



Abbildung 2.13:

Wechselwirkungskräfte bei der Rasterkraftmikroskopie mit den Arbeitsbereichen des 1 contact mode, 2 non-contact mode und des 3 intermitted contact mode (grau hinterlegt, auch als tapping mode oder force modulation mode bezeichnet) Biegungen können die lokalen Reibkoeffizienten ermittelt werden [19]. Bei der force modulation microscopy (FMM) wird die Kontaktkraft hochfrequent moduliert, um Härtemessungen durchzuführen. Bei den Doppelscanmethoden (dual scan methods oder lift mode) wird zunächst die Topografie gemessen und für den nachfolgenden Scan die Spitze von der Oberfläche entfernt (30 nm bis 70 nm) [493]. Die Bewegungsbahn beim zweiten Scan entspricht der gemessenen Topografie. Während des zweiten Scans werden die auf den cantilever wirkenden elektrostatischen (electrical force microscopy, EFM), elektrochemischen (Kelvin probe force microscopy, KPFM) oder magnetischen Kräfte (magnetic force microscopy, MFM) aufgezeichnet. Die verschiedenen Sonden und Arbeitsweisen gestatten es, die Topografie und verschiedene Eigenschaften der Oberflächen zu erfassen.

Die Scan- und Regelbewegung erfolgt mit Piezoaktoren, welche einen Scanbereich von 2µm bis 100 µm mit einer Positionierauflösungen im Subnanometerbereich ermöglichen. Je nach Aufbau werden entweder der cantilever, das Messobjekt oder beide Elemente bewegt. Oft werden Röhrchenscanner mit segmentierten Elektroden eingesetzt. Hochwertigere Systeme verwenden Festkörpergelenkscanner, bei denen die Linearführung durch monolithische Federgelenkführungen erfolgt [41, 307, 403]. Die Piezoelemente dienen in diesen Systemen nur als Aktoren. Einfache Rasterkraftmikroskope verwenden die Ansteuerspannung der Piezoelemente als Positionssignal. Durch die Hysterese und das Kriechen der Piezoelemente entstehen relativ hohe Messabweichungen von bis zu 10%. Auf die Piezoelemente applizierte Dehnungsmessstreifen erlauben eine Linearisierung und reduzieren die Abweichungen auf < 2%. Geringere Abweichungen können mit kapazitiven oder induktiven Wegmesssystemen erzielt werden. Für rückführbare Messungen werden Rasterkraftmikroskope mit interferometrischen Wegmesssystemen ausgestattet. Beispielgeräte der metrologischen Staatsinstitute sind das metrological AFM des NPL (vgl. Abbildung 2.14a) [169, 170, 234], das metrologische Rasterkraftmikroskop Veritekt der PTB (vgl. Abbildung 2.14b) [41, 336], das Metrologie-Rasterkraftmikroskop des Eidgenössischen Amts für Messwesen (ME-TAS) [261], das differential laser interferometer AFM des National Metrology Institute of Japan [266, 267, 268], das traceable AFM des NMi Van Swinden Laboratorium [219, 220] und das metrological AFM des Korea Research Institute of Standards and Science [211].

Steile Kanten der Messobjektoberflächen können mit normalen Rasterkraftmikroskopen nicht





Abbildung 2.14:

Interferometrische Rasterkraftmikroskope: (a) Metrological AFM des NPL [233] und (b) Rasterkraftmikroskop Veritekt der PTB [336]

(a)

gemessen werden, da die Spitzen pyramidal geformt sind und die Antastung nur in vertikaler Richtung erfolgt. Durch ultra-scharfe Spitzen oder durch an die Messspitzen angefügte *nanotu*bes konnten bei diesen 2¹/2-D-Messungen bzw. Oberflächenmessungen die Strukturkanten besser vermessen werden. Spezielle *cantilever* mit teller- oder kugelförmigen Spitzen erlauben mit veränderten Detektions- und Scanregimen eine seitliche Antastung am Messobjekt und 3-D-Messungen bzw. Koordinatenmessungen [251]. Dadurch ist es möglich, senkrechte oder hinterschnittene Kanten zu messen.

2.10 Nanopositionier- und Nanomessmaschinen

Für Koordinatenmessungen müssen das Messobjekt und das Antastelement zueinander dreidimensional positioniert und die Positionsänderungen gemessen werden. Vergleicht man die Eigenschaften der Geräte der vorrangegangenen Abschnitte, so wird deutlich, dass ein universelles Messgerät eine dreidimensionale Positionierung und Scanbewegung des Messobjekts und eine dreiachsige Längenmessung dieser Bewegung ermöglichen muss. Die Nanopositionier- und Nanomessmaschinen sind Geräte, welche dieses erlauben und durch den Einsatz von unterschiedlichen Antast- oder Bearbeitungssystemen verschiedenste Einsatzgebiete und Anwendungsmöglichkeiten ermöglichen. Die NPMM können beispielsweise als Rastersondenmikroskope oder als Koordinatenmessgeräte für nanoskopische bis makroskopische Messobjekte und Artefakte eingesetzt werden. Eine stationäre Anordnung der Tast- oder Bearbeitungssysteme sowie eine universelle mechanische und elektrische Schnittstelle erleichtern die Adaption verschiedenster Tastoder Bearbeitungssysteme [75]. Nachfolgend sollen einige Geräte vorgestellt werden, die den Nanopositionier- und Nanomessmaschinen zugeordnet werden können.

Bei der Entwicklung der molecular measuring machine des National Institute of Standards and Technology wurde die Erweiterung des lateralen Messbereichs von Rastertunnelmikroskopen für metrologische Messungen und eine Messauflösung im Subnanometerbereich angestrebt (Messbereich $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 5 \mu\text{m}$) [221, 222, 449]. Die vertikale Bewegung des Piezoaktors wird mit einem kapazitiven Wegmesssystem erfasst. Zum Ausgleich von Höhendifferenzen des Messobjekts kann der vertikale Messbereich mit einem piezoelektrischen Schreitantrieb in einem Bereich von 3 mm verschoben werden. Für die laterale Positionierung wird eine Kombination von Grob- und Feinpositionierung eingesetzt. Die Grobpositionierung erfolgt mit Kugelführungen und piezoelektrischen Schreitantrieben. Zur Feinpositionierung werden Federgelenkführungen und Piezoaktoren mit 10 µm Stellbereich verwendet. Das zweiachsige interferometrische Messsystem arbeitet mit einer Rahmenanordnung von Spiegeln und erfasst die Gesamtbewegung von Grob- und Feinantrieb. Die Feinbewegung wird zusätzlich mit kapazitiven Wegsensoren gemessen. Das Positioniersystem der x-Achse verschiebt das Messobjekt und den Spiegelrahmen. Mit der y-Achse erfolgt die Positionierung des Tastsystems. Während der Messung wird nur die Feinpositionierung mit einem Stellbereich von $10\,\mu\text{m} \times 10\,\mu\text{m} \times 5\,\mu\text{m}$ für die Scans eingesetzt bzw. eine laterale Grobpositionierung für ein Wechsel des Messfensters vorgenommen.

Für Rasterkraftmikroskopmessungen wurde der long range stage des koreanischen Research

Institute of Standards and Science entworfen und teilweise aufgebaut [115]. Der Tisch wurde für einen Bewegungsbereich von 200 mm \times 200 mm \times 30 µm konzipiert. Die xy-Führung wurde als Planarsystem mit vier PTFE-Auflagepunkten, welche sich auf einer Gusseisenplatte bewegen, ausgelegt. Zur Ankopplung der Spindeln mit Gleichstrommotoren und als Verdrehsicherung um die vertikale Achse wurde aus drei Linearführungen eine H-Struktur (zwei Antriebe und Führungen in x- und eine Führung und ein Antrieb in y-Richtung) zwischen Gusseisenplatte und Schlitten des Planartisches eingebracht. In den Schlitten sind Einkörpergelenke und drei Piezoaktoren integriert, die eine laterale Feinbewegung von 30 µm \times 30 µm und eine Winkelkorrektur um die vertikale Achse erlauben. Auf dem Tisch sollen Spiegel für die interferometrische Wegmessung angebracht und das Messobjekt mit einem Rasterkraftmikroskop angetastet werden.

Von chinesischen National Institute of Metrology wurde eine **nano-measuring machine** für Rasterkraftmikroskopmessungen vorgestellt [246]. Der Grobantrieb erlaubt eine Bewegung im Bereich von $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$, während der sechsachsige Feinantrieb die laterale Scanbewegung in einem Bereich von $200 \text{ µm} \times 200 \text{ µm}$ ermöglicht. Für die vertikale Bewegung des Tastsystems wurde ein dreiachsiges Feinantriebssystem mit 6 µm Stellbereich integriert, welches eine Winkelkorrektur um die lateralen Achsen erlaubt. Die vertikale Bewegung des Tastsystems wird mit einem dreiachsigen Interferometersystem gemessen. Die Relativbewegung zwischen Messobjekt und Tastsystem wird ebenfalls interferometrisch erfasst.

Der Positioniertisch des long-range scanning stage (LORS Stage) bzw. sub-atomic measuring machine (SAMM) der University of North Carolina at Charlotte schwimmt in einem Ölbad und wird von elektromagnetischen Linearmotoren angetrieben [182, 462]. Die Auftriebskraft kompensiert das Eigengewicht des bewegten Teils für die vertikale Bewegung und reduziert somit die Wärmeentwicklung in den Antrieben. Das Ölbad bewirkt zusätzlich eine viskose Dämpfung und reduziert den Einfluss von eingeprägten Vibrationen. Aufgrund der fehlenden Führungselemente müssen neben den Linearbewegungen auch die drei Rotationen gemessen und mit dem Antriebssystem geregelt werden. Die laterale Messung erfolgt mit drei Interferometern (vgl. Abbildung 2.15a). Während in x-Richtung nur ein Interferometer angeordnet ist, erfolgt die Messung in y-Richtung mit zwei Interferometern, aus deren Messwerten die y-Position und die





Rotation um die vertikale Achse bestimmt wird. In vertikaler Richtung wurden drei kapazitive Wegsensoren integriert, mit denen die z-Position sowie die Rotationen um die x- und y-Achse ermittelt werden. Das Gerät ermöglicht Rastertunnel- oder Rasterkraftmikroskopmessungen in einem Messbereich von $25 \text{ mm} \times 25 \text{ mm} \times 0.1 \text{ mm}$.

Das Konzept des **ultra-precision vacuum stage** der University of North Carolina at Charlotte beinhaltet ein xy-Grobpositioniersystem mit einem aufgesetzten sechsachsigen Feinpositioniersystem (vgl. Abbildung 2.15b). Die laterale Grobpositionierung soll mit Spindelantrieben und Gleitlagern aus ultrahochmolekulargewichtigem Polyethylen (UHMWPE) auf Zerodurflächen realisiert werden und einen Bewegungsbereich von 50 mm \times 50 mm ermöglichen. Das aufgesetzte Feinpositioniersystem beinhaltet sechs Piezoaktoren, welche jeweils paarweise den einzelnen Linearachsen zugeordnet sind und neben den Linearbewegungen auch Rotationsbewegungen ermöglichen. Die Angaben zu den Stellbereichen des Feinpositioniersystems und geplanten Messsystemen variieren in der Literatur [43, 44, 46, 505, 506].

Ein weiteres Nanopositioniersystem **NRC metrological AFM** wurde vom Institute for National Measurement Standards des National Research Council Canada vorgestellt [120]. Dessen Metrologiesystem nahezu identisch zu dem der Nanomessmaschine NMM-1 ist und einen Messbereich von $40 \text{ mm} \times 40 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$ besitzen soll (vgl. Abbildung 2.16). Das System wird mittels einer kombinierten Grob- und piezoelektrischen Feinpositionierung bewegt.

Etwa zeitgleich mit der Nanomessmaschine NMM-1 der TU Ilmenau wurde von dem Centre for Industrial Technology of Royal Philips Electronics N.V. der Prototyp einer **ultra preci**sion coordinate measuring machine entwickelt, welche ebenfalls mit einer abbeoffsetfreien Messanordnung arbeitet. Auf einer Spiegelecke befindet sich das Messobjekt und wird zusammen mit dieser bewegt. Die Position der Spiegelecke wird mit drei Interferometern gemessen, deren Messachsen zu jedem Zeitpunkt der Messung auf den Antastpunkt des Tasters ausgerichtet sind. Der Prototyp verfügt über ein luftgelagertes und mit elektromagnetischen Linearmotoren angetriebenes Positioniersystem. Dieses ermöglicht einen Messbereich von 100 mm $\times 100$ mm $\times 40$ mm [359, 360] bzw. 90 mm $\times 90$ mm $\times 38$ mm [228]. Die Längenmessysteme und das Tastsystem wurden an einem thermisch isolierten Aluminiumrahmen befestigt. Der Prototyp wurde an das schweizer Eidgenössische Amt für Messwesen (METAS) übergeben [227, 228, 259, 260, 455]. Dort wurde das 3-D-Tastsystem der Firma MECARTEX integriert und das ursprüngliche Steue-



Abbildung 2.16: NRC metrological AFM [120]



Abbildung 2.17: Ultra precision coordinate measuring machines: (a) Anordnung der ISARA [331] und (b) ISARA [190] sowie (c) Anordnung der ISARA 400 [193]

rungssystem und Teile der Elektronik ersetzt [260]. Eine weiterentwickelte Variante wird von der Firma *IBS Precision Engineering* unter dem Namen **ISARA** kommerziell angeboten (vgl. Abbildung 2.17b). Die aerostatischen Führungen wurden durch lineare Wälzkörperführungen mit Kugeln ersetzt. Die neuen Interferometer besitzen eine Laserlichtzuführung über Lichtwellenleiter (Messauflösung 0,39 nm) [353]. Für den Metrologierahmen wurde das ausdehnungsärmere Invar $36^{\textcircled{R}}$ eingesetzt [190, 331]. Der Metrologierahmen oberhalb der Messspiegelecke limitiert die Auswahl der integrierbaren Tastsysteme. Ein ähnliches Koordinatenmessgerät, welches mit planaren Luftlagern und piezoelektrischen Trägheitsantrieben ausgestattet werden soll, befindet sich in der ungarischen Firma *BrainWare Ltd.* in der Entwicklung [171, 172]. Bei der, von der Firma *IBS Precision Engineering* vorgestellten, **ISARA 400** wurde der Messbereich auf 400 mm ×400 mm ×100 mm vergrößert (vgl. Abbildung 2.17c). Die Spiegelecke bewegt sich auf planaren Luftlagern nur horizontal, während das Tastsystem mit dem Metrolgierahmen und den Interferometern vertikal bewegt wird [95, 193].
Kapitel 3

Nanopositionier- und Nanomessmaschinen NMM-1 und NPMM-200

An der Technischen Universität Ilmenau wurde im Rahmen mehrerer Verbundprojekte im Zeitraum von 1998 bis 2000 der erste Prototyp der Nanomessmaschine **NMM-1** entwickelt und aufgebaut [197]. Dieses Gerät wurde in den letzten Jahren weiterentwickelt sowie mit der Entwicklung einer Nanopositionier- und Nanomessmaschine **NPMM-200** mit einem stark vergrößerten Messbereich begonnen. Nachfolgend werden das abbesche Komparatorprinzip als Grundlage für die hohe Messgenauigkeit, das metrologische Konzept, der Grundaufbau sowie die Wirkungsweise der Nanomessmaschinen sowie die Entwicklungsziele für diese erläutert.

3.1 Nanomessmaschine NMM-1

Die NMM-1 verfügt über einen Mess- und Positionierbereich von $25 \text{ mm} \times 25 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ (vgl. Abbildung 3.1). Der Aufbau und messtechnischen Eigenschaften des Prototyps wurden in der Dissertationsschrift "Nanopositionier- und Nanomessmaschine" dargestellt [168]. Während die ersten vier Maschinen über eine Messwertquantisierung von 1,234 nm verfügten, wurde seit Ende 2002 ein interferometrisches Messsystemen mit einer gesicherten Auflösung von < 0,1 nm eingesetzt und die älteren Maschinen umgerüstet. Derzeit sind mehr als 10 dieser Maschinen in Forschungseinrichtungen, Universitäten und nationalen metrologischen Instituten im In- und Ausland sehr erfolgreich im Einsatz [80, 327, 328, 335, 358, 482].



Abbildung 3.1: Nanomessmaschine NMM-1

3.2 Abbesches Komparatorprinzip

Den wichtigsten Grundsatz der Längenmesstechnik publizierte Prof. Ernst Abbe bereits im Jahre 1890. "Den Messapparat stets so anzuordnen, dass die zu messende Strecke die geradlinige Fortsetzung der als Maassstab dienenden Theilung bildet" [1]. In dieser Messanordnung werden Längenmessabweichungen, welche durch systematische oder zufällige Verkippung entstehen, reduziert. In der Abbildung 3.2 ist die Entstehung der Messabweichungen erster und zweiter Ordnung für die z-Achse der NMM-1 dargestellt. Auf der z-Spiegelplatte ruht das Messobjekt, welches mit dem Tastsystem angetastet wird. Gemäß dem Funktionsprinzip wird der Antastpunkt als raumfest angenommen. Das Messobjekt und die Spiegelplatte können sich aufgrund von Führungsabweichungen um diesen Punkt und den Winkel φ_{mec} drehen. Weicht die Messachse des interferometrischen Längenmesssystems von dem Antastpunkt ab, so tritt der laterale Versatz s (Abbeoffset) auf. Es kommt zu einer Abweichung Δa_1 erster Ordnung.

$$\Delta a_1 = s \tan\left(\varphi_{\rm mec}\right) \tag{3.1}$$

Zusätzlich tritt eine Abweichung Δa_2 zweiter Ordnung auf. Diese ist ebenfalls von dem Winkel φ_{mec} abhängig. Bei der Berechnung muss der Abstand *a* zwischen Antastpunkt und der Spiegelfläche berücksichtigt werden (vgl. Gleichung (3.2)).

$$\Delta a_2 = a_{\rm m} - a = \frac{a}{\cos\left(\varphi_{\rm mec}\right)} - a = a \left(\frac{1}{\cos\left(\varphi_{\rm mec}\right)} - 1\right) \quad \text{mit} \quad \cos\left(\varphi_{\rm mec}\right) = \frac{a}{a_{\rm m}} \tag{3.2}$$

Für die interferometrische Längenmessung sind die Abweichungen zweiter Ordnung stets negativ, während die Abweichungen erster Ordnung entsprechend des Winkelwerts positiv oder negativ sein können. Für typische Winkelabweichungen der Linearführungen von $\varphi_{\text{mec}} = 10'' \dots 100''$, sind die Winkelabhängigkeiten der Längenmessabweichungen erster Ordnung um den Faktor $4 \cdot 10^4 \dots 4 \cdot 10^3$ größer als die zweiter Ordnung. Eine Reduzierung des lateralen Versatzes *s* stellt gemäß des abbeschen Grundsatzes die wirkungsvollste Methode zur Verringerung der Messabweichungen dar. Durch eine Verringerung der Winkelabweichungen φ_{mec} können die Längenmessabweichungen erster und zweiter Ordnung zusätzlich reduziert werden.



Abbildung 3.2:

Abweichungen erster und zweiter Ordnung an der z-Achse der Nanomessmaschine NMM-1 (1 Antastelement, 2 Antastpunkt, 3 Messobjekt, 4 Spiegelplatte, 5 Messstrahl des z-Interferometers und 6 Position beim Nullen des Zählers)

3.3 Metrologisches Konzept und Grundaufbau

Die geforderten Messunsicherheiten für Messungen mit der NMM-1 lassen sich mit den rotatorischen Führungsabweichungen nur durch Anwendung des abbeschen Grundsatzes für alle drei Koordinatenachsen erreichen. Während der gesamten Messung müssen die Messachsen der drei Längenmesssysteme auf den Berührungspunkt des Tastsystems mit dem Messobjekt (Abbepunkt) ausgerichtet sein. Die Längenmesssysteme sollten über einen ausdehnungsarmen Metrologierahmen fest mit dem Tastsystem verbunden sein. Das Messobjekt und der Metrologierahmen mit den Messsystemen müssen während der Messung zueinander positioniert werden. Die Positionierbewegungen führen an der bewegten Komponente zu dynamischen oder durch Laständerung auch zu statischen Deformationen. Deshalb sollte nur das Messobjekt oder nur der Metrologierahmen bewegt werden. Zur Gewährleistung von kurzen Messzeiten muss das stabilere System mit der höheren Eigenfrequenz bewegt werden. Aufgrund des Messvolumens und der Messobjektgröße wird bei der NMM-1 das Messobjekt bewegt.

Auf der Gerätebasis wurde ein dreiachsiges Positioniersystem mit serieller Kinematik, bei der jeder Aktor auf eine eigene Stellplattform wirkt, befestigt (vgl. Abbildung 3.3). Die oberste in allen drei Achsen bewegliche Plattform trägt eine Messspiegelecke, auf der das Messobjekt aufliegt. Für die x- und y-Achse wurden vorgespannte Wälzkörperführungen mit Kugeln und jeweils ein elektromagnetischer Linearantrieb verwendet. Die vertikale Bewegung wird durch drei runde Wälzkörperführungen und vier elektromagnetische Linearantriebe der z-Achse ermöglicht. Aufgrund der relativ kurzen Führungslängen können die Winkelabweichungen um die x- und y-Achse dieser Führung relativ groß sein. Deshalb wurden zwei Autokollimatoren für die Winkelregelungen bzw. -korrektur um die x- und y-Achse integriert. Die Autokollimatoren messen an den beiden Seitenspiegeln der Messspiegelecke. Zur Längenmessung werden Interferometer eingesetzt, welche die Position der Messspiegelecke und des Messobjekts an den drei Spiegelflächen messen. Da alle Messsysteme an der in allen Achsen bewegten Messspiegelecke messen (Parallelmetrologie), können Bahnabweichungen der Führungen erfasst und ausgeregelt werden. Die



Abbildung 3.3:

Mechanischer und optischer Grundaufbau der Nanomessmaschine NMM-1: 1 2х-, yund 3 z-Interferometer, 4 Rollund Gierwinkelsensor, 5Nickund Gierwinkelsensor, 6 Tastsystem, Messobjekt, 8 Messspiegelecke, 7 9 Zerodursäule, 10 Zerodurrahmen, 11 Gerätebasis, Führungen der 12 x-, 13 y- und 14 z-Achse sowie Antriebe der 15 x-, 16 y- und 17 z-Achse

Positionsabweichungen werden nur durch die Längenmessabweichungen und nicht durch translatorische Führungsabweichungen verursacht. Der Positioniertisch muss in vertikaler Richtung über eine Öffnung in der Größe des lateralen Bewegungsbereiches für den z-Interferometerstrahl verfügen. Der Metrologierahmen mit den Interferometern liegt an drei Stellen auf der Gerätebasis auf und wurde nur am mittleren Auflagepunkt mit der Gerätebasis verschraubt. Die Enden des Rahmens können auf den beiden äußeren Auflageflächen gleiten. Damit werden mechanische Spannungen vermieden, welche durch unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten des Metrologierahmens und der Gerätebasis sowie durch die Bewegung der Positioniereinheit entstehen. Die Baugruppen des mechanischen und optischen Grundaufbaus sind so angeordnet, dass der Aufbau nur eine quadratische Grundfläche von $420 \text{ mm} \times 420 \text{ mm}$ benötigt. Ohne das Tastsystem besitzt der Aufbau eine Höhe von 340 mm. Die mechanische Schnittstelle erlaubt eine einfache Integration verschiedenster Tastsysteme. Aus dem Maschinengehäuse ragen hierfür drei Säulen hervor, auf denen eine Zerodurplatte montiert werden kann. Das Tastsystem sollte an dieser Brücke so befestigt werden, dass der Antastpunkt mit dem Schnittpunkt der Messachsen der Interferometer (Abbepunkt) zusammenfällt.

Der mechanische und optische Grundaufbau wird durch eine umfangreiche Elektronik, zur Versorgung, Messwerterfassung und -verarbeitung ergänzt. Eine räumliche Trennung beider Teile verhindert, dass die Verlustwärme der elektronischen Komponenten und Lichtquellen die Messung beeinflusst. Nur für den mechanischen und optischen Grundaufbau sind besondere Aufstellbedingungen, wie z. B. Klimatisierung, Schwingungs- und Schallisolation, erforderlich. Die beiden Geräteteile sind über trennbare Leitungen verbunden. Die Interferometer werden durch polarisationserhaltende Monomode-Lichtwellenleiter mit Licht von drei frequenzstabilisierten He-Ne-Lasern der Lasereinheit versorgt (vgl. Abbildung 3.4). Das infrarote Licht von zwei LEDs wird über polarisationsneutrale Multimode-Lichtwellenleiter zu den Winkelsensoren geleitet. Die elektrischen Messsignale der Interferometer sowie der Winkel- und Umweltsensoren werden zu der



Abbildung 3.4: Grundstruktur der Nanomessmaschine NMM-1

Interferometereinheit übertragen. In dieser Einheit erfolgt eine elektronische Vorverarbeitung der Messsignale, die anschließend an die DSP-Einheit weitergeleitet werden. Die DSP-Einheit beinhaltet Demodulations- und A/D-Wandlerbaugruppen zur synchronen Erfassung der Messsignale der Längen-, Winkel- und Antastsensoren. Nach der rechentechnischen Verarbeitung werden die Stellsignale des Regelungssystems durch D/A-Wandler ausgegeben und an die Motorverstärker der Motoreinheit weitergeleitet. Die verstärkten Stellsignale werden zu den elektromagnetischen Antrieben geführt. Der Anwender steuert den Messablauf und die Datenerfassung über einen Computer, der mit der NMM-1 nur über eine USB-Schnittstelle verbunden ist.

3.4 Wirkungsweisen der Nanomessmaschinen

In Abhängigkeit vom eingesetzten Tastsystem erfüllt die NMM-1 verschiedenste Messaufgaben. Die Maschine kann auch zur Manipulation und Bearbeitung eingesetzt werden, wenn das Tastsystem durch ein Werkzeug ersetzt wird. Die Ablaufsteuerung erlaubt es, die NMM-1 als 3-D-Positioniersystem (Nanopositioniermaschine) oder als 3-D-Messsystem (Nanomessmaschine) zu verwenden. Für die Wirkungsweise als Nanopositioniermaschine bzw. 3-D-Positioniersystem werden die Führungsgrößen nur aus der vorgegebene Trajektorie des Positionierbefehls berechnet. Die Messsignale eines optionalen Tastsystems können von der Maschine aufgezeichnet und auf Grenzwertüberschreitungen überwacht werden, die zum Abbruch der Bewegung führen. Als Bahnvorgaben für diese gesteuerten Scans stehen Geraden, Kreis- und Helixbahnen (Spiralen) mit beliebiger Orientierung zur Verfügung.

Die Wirkungsweise als Nanomessmaschine bzw. 3-D-Messsystem erfordert ein integriertes Tastsystem sowie korrekte Tastsystemparameter. Die Parameter der Kennlinien, Grenzwerte sowie Umschalt- und Arbeitspunkte können durch Kalibriermessungen mit der Maschine ermittelt werden. Das Tastsystem wird in der Arbeitsweise als 3-D-Positioniersystem mit dem Messobjekt in Kontakt gebracht. Die Maschine schaltet nach Überschreitung des Schwellwerts für die Tastsystemauslenkung oder der Messkraft das Regelungssystem automatisch auf die Arbeitsweise als Nanomessmaschine bzw. 3-D-Messsystem um. Das Regelungssystem hält nachfolgend die Tastsystemauslenkung oder Messkraft auf dem vorgegeben Betrag, während sich der Positioniertisch gleichzeitig auf einer Trajektorie bewegt. Das Antastsregelungssystem variiert hierfür die Führungsgrößen der drei Positionsregler. Durch die Bewegung des Positioniertisches folgt das Tastsystem der Kontur des Messobjekts. Dabei werden zwei Varianten - der geregelte Scan und der Freiformscan - unterschieden. Beim geregelten Scan bewegt sich der Positioniertisch auf einer vorgegebenen Bahn und gleicht nur durch eine zusätzliche Bewegung in Richtung des vorgegebenen Antastvektors die Tastsystemauslenkung aus. Als Bahnvorgaben stehen bei diesen Messbefehlen Geraden, Kreis- und Helixbahnen mit beliebiger Orientierung zu Verfügung. Beim Freiformscan wird durch den Messbefehl eine Fläche (Ebene oder Zylindermantelfläche) für die Bewegung vorgegeben. Die Bewegungsrichtung wird jeweils aus dem aktuellen Betrag der Messkraft sowie der Messkraftrichtung und der Flächendefinition ermittelt. Nach Abschluss der Scanbewegung oder Aufruf des Detach-Befehls schaltet das Regelungssystem zurück in die Arbeitsweise als 3-D-Positioniersystem. Die Messsignale der Interferometer und des Tastsystems werden von der NMM-1 während der Scans aufgezeichnet. Auch bei diesen Messabläufen werden Grenzwertüberschreitungen der Tastsystemauslenkung und der Messkraft von der Maschine überwacht.

3.5 Entwicklungsziele

Die in der Dissertationsschrift "Nanopositionier- und Nanomessmaschine" vorgestellte Nanomessmaschine NMM-1 wurde in den letzten Jahren weiterentwickelt (vgl. Abbildung 3.5) [168]. Hauptaugenmerk lag in der Reduzierung der Messunsicherheiten sowie der Entwicklung, Untersuchung und Integration von geeigneten Tastsystemen. Damit einher ging die Entwicklung einer Steuerungssoftware für 3-D-Messungen, die Integration von 3-D-Tastsystemen und somit die Erweiterung von einem Oberflächenmessgerät zu einem Koordinatenmessgerät mit Subnanometerauflösung.

Im Rahmen eines Transferprojektes des Sonderforschungsbereiches 622 wird derzeit eine Nanopositionier- und Nanomessmaschine NPMM-200 mit einem stark vergrößerten Messbereich von $200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 25 \text{ mm}$ aufgebaut. Diese Maschine soll trotz des stark vergrößerten Messbereichs vergleichbar geringe Messunsicherheiten erzielen können. Für die Entwicklung mussten die bisherigen Systeme entsprechend untersucht, analysiert und gegebenenfalls modifiziert werden.

Der Grundaufbau der Nanomessmaschinen lässt sich in die aufgeführten Baugruppen unterteilen: die Gerätebasis, den Metrologierahmen, das Positioniersystem (Antriebs- und Führungssysteme), das Gerätekoordinatensystem (Messspiegelecke), die Längenmesssysteme und Winkelmesssysteme sowie die Tastsysteme. In den nachfolgenden Kapiteln sollen die Grundkomponenten der Nanomessmaschinen und deren Weiterentwicklung und Integration in die Nanomessmaschine NMM-1 sowie die Entwicklungen für die im Aufbau befindliche Maschine NPMM-200 mit Bezug auf den Stand der Technik dargestellt werden.



Abbildung 3.5:

Mechanischer und optischer Grundaufbau der ersten Nanomessmaschine NMM-1 im Jahr 2002

Kapitel 4

Gerätebasis und Metrologierahmen

Nanopositionier- und Nanomessmaschinen erfordern eine stabile Tragkonstruktion für das Positioniersystem, die Messsysteme und das Tastsystem. Nachfolgend werden die Anforderungen an die Gerätebasis und den Metrologierahmen, die hierfür eingesetzten Werkstoffe, die auftretenden mechanischen Spannungen und das damit verbundene Kriechen, die Gerätebasis und der Metrologierahmen der NMM-1 sowie dessen Stabilität dargestellt.

Das Positioniersystem muss starr an die Gerätebasis gekoppelt werden, um Kräfte und Momente aufnehmen zu können. Entsprechend des Impulserhaltungssatzes sollte die Masse der Gerätebasis gegenüber der bewegten Masse des Positioniersystems sehr groß sein, um die Bewegungen der Gerätebasis und die Kräfte und Momente auf den Untergrund oder die Schwingungsdämpfung zu minimieren. Zur Vermeidung von Deformationen und Messabweichungen darf der Metrologierahmen (Tragkonstruktion der Mess- und Antastsysteme) durch die Kräfte und Momente des Positioniersystems nicht beeinflusst werden. Da die Messwerte der Längenmesssysteme zur Positionsregelung verwendet werden, ist eine Entkopplung mit federnden Elementen nicht möglich. Die dynamikabhängige Relativbewegung zwischen dem Stator des Positioniertisches und dem Metrologierahmen würde die Positionsregelung erschweren. Eine nicht überbestimmte starre Verbindung ist für die Kopplung beider Systeme erforderlich.

Für den Positioniertisch werden vorzugsweise leichte und steife Materialien (geringe Dichte und hoher E-Modul) eingesetzt, um eine sehr hohe Eigenfrequenz und Positionierdynamik zu erreichen. Für den Metrologierrahmen werden meist ausdehnungsarme und gut wärmeleitende Materialien (niedriger thermischer Ausdehnungskoeffizient und hohe Wärmeleitfähigkeit) verwendet, um eine geringe oder soweit vorhanden eine gleichmäßige Längenänderung des Metrologierahmens bei Temperaturänderungen zu erreichen. Die verwendeten Materialien des Positioniersystems und des Metrologierahmens weisen deshalb sehr unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten auf. Diese könnten bei einer überbestimmten starren Kopplung zu mechanischen Spannungen und einer Verformung des Metrologierahmens und zu Messabweichungen führen.

Eine Anpassung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Messobjekt und Metrologierahmen kann bei gleichen zeitlichen Temperaturverläufen zu einer Reduzierung der Messabweichungen führen. Hierfür müsste bei der Vielfalt der Messobjekte jeweils der thermische Ausdehnungskoeffizient bekannt und der Ausdehnungskoeffizient des Metrologierahmens für die Anpassung variabel sein. Weiterhin müssten Messobjekt und Metrologierahmen gleich große thermische Zeitkonstanten aufweisen. Diese zweite Bedingung wird durch die maximale Größe des Messobjekts im Vergleich zur Größe des Metrologierahmen meist nicht erfüllt. Deshalb sollten für den Metrologierahmen nur ausdehnungsarme Materialien eingesetzt und die Temperatur während der Messung konstant gehalten werden. Zusätzlich kann der Metrologierahmen thermisch isoliert und somit eine höhere Temperaturkonstanz erzielt werden [360].

4.1 Werkstoffe der Nanomessmaschinen

In Nanopositionier- und Nanomessmaschinen werden vorzugsweise die in der Tabelle A.2 S. 192 aufgeführten Werkstoffe eingesetzt. Aluminium wird als steifes und leichtes Material universell im Positioniersystem sowie in anderen Baugruppen verwendet. Aufgrund der höheren Dichte und des höheren Gewichtes wird Stahl nur bei mechanisch stark beanspruchten Teilen z. B. den Wälzführungen eingesetzt. Aluminium und Stahl weisen einen hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten auf. Die ausdehnungsarme Nickel-Eisen-Legierung (36% Nickel, 0,35% Magnesium, 0,2% Silizium und 0,02% Kohlenstoff) Invar 36[®] wurde zur Herstellung von Maßbändern für die Geodäsie sowie Längensekundärnormalen entwickelt [59, 61]. Der zusätzliche Kobalt-Anteil im Super Invar 32-5 (32% Nickel, 5,5% Kobalt, 0,40% Magnesium, 0,25% Silizium und 0,02% Kohlenstoff) reduziert den Ausdehnungskoeffizienten nochmals um den Faktor 0,5 [60]. Beide Materialen lassen sich schlechter als Stahl bearbeiten und erfordern spezielle Bearbeitungswerkzeuge [58]. Sie werden jedoch oft für komplexere Teile im metrologischen Kreis verwendet.

Als kostengünstiges Material wird für die Gerätebasis häufig Naturstein (Granit, Gabbro Impala) oder Polymerbeton eingesetzt [458]. Bei ähnlichen Eigenschaften wie Aluminium weist der Naturstein eine geringere thermische Ausdehnung auf. Nachteilig ist jedoch die Dehnung bei Wasseraufnahme. Polymerbeton nimmt im Gegensatz zu dem Naturstein kein Wasser auf, besitzt dafür jedoch einen größeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten und einen geringeren Elastizitätsmodul. Die Keramik Aluminiumoxid (Al_2O_3) wird ebenfalls sehr häufig als Gehäuse- und Isolatormaterial eingesetzt. Andere Materialgruppen sind die technischen Gläser (z. B. BK7, S-LAH79, Quarzglas, ULE[®]) oder Glaskeramiken (z. B. Zerodur[®], Clearceram[®]-Z, Astrositall[®]). Die technischen Gläser und Glaskeramiken weisen eine sehr geringe Wärmeleitfähigkeit auf, welche sehr hohe thermische Zeitkonstanten verursacht und somit den Temperaturausgleich und die Temperaturhomogenität verschlechtert. ULE[®] (Corning Inc.), Zerodur[®] (Schott Glas), Clearceram[®]-Z (Ohara Inc.) und Astrositall[®] (JSC 'LZOS') weisen bei Raumtemperatur einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Null auf. Das Titanium-Silikat
glas ${\rm ULE}^{\textcircled{R}}$ kann mit unterschiedlichsten Methoden hergestellt werden [400]. Beim Flammen-Hydrolyseverfahren werden die Ausgangsmaterialen Titanium und Silicat jeweils in einem Wasserdampf zugeführt, gemixt und mit Brennstoff und Sauerstoff vermischt zu einem Brenner geleitet [346, 407]. In der Brennerflamme entstehen geschmolzene SiO₂-TiO₂ Partikel, die sich auf einer Fläche anlagern und den Glaskörper entstehen lassen [407]. Die Glaskeramiken Zerodur[®], Clearceram[®]-Z und Astrositall[®] werden aus einer Schmelze heißgeformt. Nach dem Abkühlen und der Rohbearbeitungen wird das Glas mit einer kontrollierten Volumenkristallisation in eine Glaskeramik umgewandelt [2]. Während eines bestimmen Temperaturregimes bilden sich in dem Glas Kristalle mit einer durchschnittlichen Größe von 50 nm aus. Die Kristalle weisen einen negativen Ausdehnungskoeffizienten auf und nehmen 70% bis 78% des Materials ein [2, 3]. Die amorphe Glasphase besitzt einen positiven Ausdehnungskoeffizienten und in der Kombination mit den Kristallen resultiert daraus ein mittlerer Ausdehnungskoeffizient von Null. Die Kristalle der polykristallinen Oxidkeramik NEXCERA[®] N113G besitzen in Abhängigkeit von der Kristallrichtung einen positiven und negativen Ausdehnungskoeffizienten [303]. Durch die zufällige Orientierung der ca. 1 µm großen quaderförmigen Kristalle in der Keramik ergibt sich im Bereich von 20°C bis 25°C ein mittlerer Ausdehnungskoeffizient von $0.02 \cdot 10^{-6}$ m/K. Die Li-Mg-Al-Fe-Si-O-Keramik wird aus einem Pulver gesintert und soll wegen der fehlenden amorphen Phase über eine höhere Langzeitstabilität verfügen. Das Material weist eine signifikant höhere Wärmeleitfähigkeit und Steifigkeit als Zerodur[®] oder ULE[®] auf. Das poröse Material kann auch zu Spiegeln poliert werden.

4.2 Mechanische Spannungen und Kriechen

Die Materialien der Konstruktion werden mechanisch belastet. Dies führt zu Spannungen σ und einer vom Material abhängigen Dehnung ϵ und somit möglichen Verlagerung der Mess- und Tastsysteme. Das materialabhängige Spannungs-Dehnungs-Diagramm weist bis zu der Proportionalitätsgrenze $\sigma_{\rm p}$ einen linearen Zusammenhang nach dem hookeschen Gesetz $\sigma = \epsilon E$ aus [224]. Oberhalb der Proportionalitätsgrenze treten irreversible Deformationen auf. Der Elastizitätsmodul E ist meist von der Temperatur abhängig und kann bei dauerhaft belasteten Teilen zu einer Änderung der Deformation bei Temperaturänderung führen (z. B. relative Elastizitätsmoduländerung für Zerodur ca. $0.8 \cdot 10^{-4}$ /K [2]). Ein weiterer Grund für Messabweichungen ist das Übergangskriechen oder primäre Kriechen des Materials. Wirkt auf ein Material längere Zeit eine Belastung unterhalb der Proportionalitätsgrenze $\sigma_{\rm p}$ ein, so wird das Material trotz konstanter Belastung weiter deformiert [264]. Gehen diese Deformationen bei Entlastung nach einem längeren Zeitraum nicht zurück, so spricht man von plastischen Nachwirkungen oder Kriechen. Im Gegensatz dazu gehen die Deformationen bei elastischen Nachwirkungen nach einem längeren Zeitraum wieder vollständig zurück. Die Kriecherscheinungen werden auf Fehler im Kristallaufbau des Materials zurückgeführt und können analytisch nur schwer beschrieben werden. Der zeitliche Verlauf des Übergangskriechen kann in einer material- und temperaturabhängigen Kriechkurve mit den drei Bereichen, dem parabolischen, logarithmischen und hyperbolischen Kriechen, dargestellt werden [264]. Das hyperbolische Kriechen tritt erst nach Belastungszeiten > 500 h auf. Für die ersten zwei Bereiche kann der zeitabhängige Kriechfehler $\varphi(t)$, die Zusatzdeformation bezogen auf die Grundauslenkung zum Zeitpunkt t = 0, mit der Gleichung (4.1) approximiert werden.

$$\varphi(t) = a \ln \left(bt + 1 \right) \tag{4.1}$$

Entsprechend des Verlaufes der Funktion tritt die größte Kriechbewegung in den ersten Stunden nach dem Lastwechsel auf. Mit zunehmender Zeit werden die Abweichungen pro Zeiteinheit geringer. In Tabelle A.1 S. 191 wurden die Parameter a und b der Fehlerkurven und die Abweichungen nach 500 Stunden [264] bzw. mehreren Wochen [323, 324] für verschiedene Werkstoffe zusammengefasst. Die aufgeführten Gläser und Metalle kriechen weniger als die Glaskeramik Zerodur[®]. Die Kriecherscheinung wird auf den Alkalioxidanteil im Zerodur[®] zurückgeführt, bei dem sich unter Stress die Ionengruppen umordnen. Nach [323] tritt bei ULE[®] kein messbares Kriechen auf, da sich in dem Glas ein vernachlässigbarer Alkalioxidanteil befindet. Die Kriecherscheinungen hängen auch von den Spannungen vor dem Lastwechsel ab. Ein kurzzeitiger Lastwechsel mit Rückkehr zur Ausgangslast bewirkt nur ein geringes Kriechen. Die Zusatzdeformation des Kriechens ist von der Grundauslenkung abhängig. Somit sollte ein massiver und steifer Metrologierahmen bevorzugt sowie größere Lastwechsel vermieden werden. Lastwechsel am Metrologierahmen werden durch den Einbau oder Austausch des Tastsystems und durch wechselnde Messkräfte des Tastsystems verursacht. Eine weitere Ursache für Spannungen im Material und daraus resultierendes Kriechen können Bearbeitungsprozesse des Materials sein. Da höhere Temperaturen das Kriechen des Materials begünstigen, wird vor dem Einbau der Teile mit materialabhängigen Temperierungsprozessen versucht, eine schnellere Relaxation und Entspannung zu erreichen. Für das Material Invar 36[®] wird nach der Bearbeitung eine künstliche Alterung bei einer Temperatur von 93°C über einen Zeitraum von 24 h bis 48 h und eine Abkühlung in Luft empfohlen [59]. Für Zerodur[®] wird eine zeitaufwendige künstlichen Alterung bei höheren Temperaturen oder ein Ätzprozess zur Beseitigung der oberflächennahen Spannungen empfohlen, bei dem ca. 0,1 mm des Materials abgetragen wird [4].

4.3 Gerätebasis und Metrologierahmen der NMM-1

Die Gerätebasis der NMM-1 besteht aus einer massiven Platte mit vier aufgesetzten Säulen aus dem Naturstein Gabbro Impala (vgl. Abbildung 4.1a) [458]. Auf den Säulen ruht der Metrologierahmen sowie das Antriebs- und Führungssystem. Die Gerätebasis verfügt weiterhin über Befestigungselemente für das Gehäuse und für die elektrischen und optischen Anschlussleitungen. An einem Winkel aus Zerodur[®], welcher auf der Gerätebasis an drei Stellen aufliegt, sind die Längenmesssysteme der x- und y-Achse sowie die Winkelmesssysteme befestigt (vgl. Abbildung 4.1b). Das Längenmesssystem der z-Achse ist an einem unterhalb des Winkels angeordneten Ausleger aus Zerodur[®] befestigt. Für die Verschraubung der Zerodurteile wurden Gewindestäbe aus Invar 36[®] und federnde Elemente verwendet, um ausdehnungsbedingte Spannungsänderungen im Zerodur[®] zu vermeiden. Der Zerodurwinkel wurde nur an der mittleren Auflagefläche mit der Gerätebasis verschraubt (vgl. Abbildung 4.2a). Die beiden Schenkel können somit auf den beiden äußeren Auflageflächen gleiten. Damit werden Spannungen vermieden, welche durch unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten des Metrologierahmens und der Gerätebasis sowie durch Bewegung der Positioniereinheit entstehen. Die Befestigung der Längenmesssysteme am Metrologierahmen erfolgt mit Hilfe von Kippelementen aus Invar 36[®], die zur Justage der Messstrahlrichtungen dienen. An den Interferometern der x- und y-Achse sind kippbare Planplatten aus Glas für die Justage des Schnittpunktes der Messstrahlen angebracht. Auf der Befestigungsplatte der x- und y-Achse sind zusätzlich die beiden Winkelmesssysteme befestigt.



Abbildung 4.1: NMM-1 (a) Gerätebasis (1 Kabelkanäle, 2 Auflageflächen für den Metrologierahmen und 3 Spannplatte für Verschraubung der Trägerplatte des Tastsystems) und (b) Metrologierahmen (1 Zerodurwinkel, 2 Zerodurausleger, Befestigungs- und Justageelemente für 3 z-Interferometer, 4 y-Interferometer und 5 x-Interferometer)

Auf dem Zerodurwinkel stehen drei Zerodursäulen, auf denen eine Trägerplatte für das Tastsystem aufgelegt wird (vgl. Abbildung 4.2a). Die Unterseite der Platte befindet sich dann 28 mm oberhalb des Abbepunktes. Für die Verschraubung sind in dem Zerodurwinkel und den Zerodursäulen Bohrungen eingebracht. Unterhalb des Zerodurwinkels befinden sich drei lose und gegen den Zerodurwinkel verdrehgesicherte Spannplatten (vgl. Abbildung 4.1a). In das Innengewinde der Platten wurden Gewindestäbe aus Invar 36[®] eingeschraubt. Diese lassen sich bei Bedarf bis maximal 120 mm über die Zerodursäulen herausdrehen. Somit können unterschiedlich dicke Trägerplatten für das Tastsystem und zusätzliche Abstandsringe auf den Zerodursäulen fixiert werden (vgl. Abbildung 4.2b). Für die Befestigung der Tastsysteme wurden bisher drei verschiedene Varianten von Trägerplatten aus Zerodur[®] realisiert. Die ursprüngliche Platte verfügte nur über eine Öffnung mit einem Durchmesser von 20 mm für das Tastsystem und 7 kleinere Befestigungslöcher (vgl. Abbildung 4.3a). Die geometrischen Restriktionen erfordern entweder sehr flache Tastsysteme, die unter der Platte befestigt werden (z. B. Fixfokussensor ohne Kamera), oder sehr dünne Tastsysteme, die in der Öffnung sitzen (z. B. induktiver 1-D-Taster). Eine weitere Befestigungsvariante ist eine Zweiteilung des Sensors, wobei ein Teil unterhalb und der Zweite oberhalb der Platte montiert wird (z. B. Fixfokussensor mit Kamera, Kalibrierinterferometer). Für höhere Sensoren kann mit Abstandsringen auf den drei Zerodursäulen der Platz unter der Platte vergrößert werden (z. B. NPL-Taster, 3-D-STM-Taster und 3-D-Halbleitertaster).

Eine weitere Trägerplatte wurde von der SIOS Meßtechnik GmbH entworfen. Für das Tastsystem wurde in die Zerodurplatte eine diagonal angeordnete Einschubschiene aus Invar $36^{\textcircled{R}}$ eingearbeitet (vgl. Abbildung 4.3b). Das Tastsystem wird an einer Platte aus Invar $36^{\textcircled{R}}$ befestigt und kann sehr einfach gegen ein anderes Tastsystem mit eigener Einschubplatte ausgetauscht werden. Durch die definierten mechanischen Anschläge des Einschubs, ist eine erneute Justage



Abbildung 4.2: NMM-1 (a) Befestigung des Metrologierahmens und Tastsystems (1 Befestigung des Zerodurwinkels, 2 Auflage und Befestigungselemente für Trägerplatte des Tastsystems) und (b) Modell des gesamten Metrologierahmens mit einer Trägerplatte für das Tastsystem (1 Zerodurwinkel, 2 Zerodurausleger, 3 Zerodursäulen, 4 Trägerplatte und 5 Tastsystem)



Abbildung 4.3: Trägerplatten für Tastsysteme aus Zerodur[®]: (a) Trägerplatte mit runder Öffnung und Befestigungslöchern (z. B. induktiver 1-D-Taster, Fixfokussensor, Kalibrierinterferometer, SIS-AFM, NPL-Taster, 3-D-STM-Taster), (b) Trägerplatte mit diagonaler Einschubplatte (z. B. SIS-AFM, DME-AFM, Fixfokussensor, GANNEN-XP Taster, interferometrischer 3-D-Taster) und (c) Trägerplatte mit Einschubplatte (z. B. metrologisches AFM)

des Tastsystems in den Abbepunkt nicht erforderlich. Die relativ breite Einschuböffnung erlaubt eine einfache Integration größerer Tastsysteme. Aufgrund der Bauform des Tastsystems können diese oft nur schräg in die Maschine eingebaut werden und stehen mit ihren lateralen Messachsen oder ihrer Vorzugsrichtung um 45° gedreht zu den lateralen Messachsen der Maschine.

Speziell für den metrologischen Rasterkraftsensor wurden weitere Trägerplatte entworfen. Da dieser einen größeren Bauraum benötigt, wurde die Platte zu einen Winkel umgestaltet und auf einem Schenkel der Platte eine Einschubschiene aus Invar 36[®] befestigt (vgl. Abbildung 4.3c). Das Tastsystem ist mit Winkeln an der Stirnfläche der Einschubplatte befestigt.

Die laterale Justierung des Tastelementes in den Abbepunkt erfolgt im Spiel der Verschrau-

bung der Trägerplatte mit dem Zerodurrahmen sowie des Tastsystems mit der Trägerplatte bzw. Einschubplatte. Mit Abstandsstücken werden unterschiedliche vertikale Abstände der Trägerplatte zum Abbepunkt für den Anbau der Tastsysteme realisiert. Eine vertikale Justage des Tastsystems in den Abbepunkt ist mit dieser Variante nicht möglich. Hierfür ist eine stufenlose Höheneinstellung und anschließende Klemmung des Tastsystems erforderlich.

4.4 Stabilität des Metrologierahmens der NMM-1

Zur Untersuchung der Stabilität des Metrologierahmens der Nanomessmaschine NMM-1 wurden verschiedene FEM-Analysen durchgeführt. Die Zielstellung der Untersuchung war, die Verformungen bei dem Einbau der Trägerplatte und dem Wechsel des Tastsystems an der Trägerplatte sowie durch die wechselnden Messkräfte des Tastsystems zu ermitteln. Für die Messunsicherheit sind nur die Verformungen relevant, die während der Messung stattfinden. Ursache der Verformungen können Kriecherscheinungen und Messkraftänderungen während der Messungen sein. Für die nachfolgend dargestellte Untersuchung wurde die erste Variante der Trägerplatte verwendet (vgl. Abbildung 4.3a). Mit dem Einbau der Trägerplatte treten am Metrologierahmen Deformationen auf, welche mit FEM-Analysen vor und nach dem Einbau abgeschätzt wurden (vgl. Abbildungen 4.4 und 4.5). Am Zerodurwinkel und -ausleger sind dabei keine signifikanten Änderungen erkennbar. Die Zerodursäulen werden jedoch durch die Trägerplatte unsymmetrisch um ca. 100 nm gestaucht (vgl. Abbildung 4.5). Die Trägerplatte selbst wird durch den Einbau aufgrund ihres Eigengewichtes am Abbepunkt um ca. 600 nm nach unten ausgelenkt (vgl. Abbildung 4.6). Jede zusätzliche Belastung mit dem Gewicht des Tastsystems führt an dieser Stelle zu einer zusätzlichen Auslenkung, die mit der Federkonstante $c = 30 \,\mathrm{nm/N}$ berechnet werden kann. Das Kriechverhalten hängt prozentual von der Anfangsauslenkung ab. Für eine Tastsystemmasse $m_{\rm tas} = 1\,{\rm kg}$ ist bei dieser Trägerplatte nach dem Einbau mit einem Kriechen von ca. 9 nm zu rechnen. Die größten Änderungen treten entsprechend der Kriechkurve gleich nach dem Lastwechsel auf und sollten vor Beginn der Messung abgewartet werden. Die Messzeiten hängen somit von den Wartezeiten zur Reduzierung des Kriecheinflusses ab. Eine Erhöhung der Steifigkeit der Trägerplatte würde zu einer geringeren Anfangsauslenkung und somit zu einem geringeren Kriechen führen. Die Trägerplatte sollte dauerhaft mit dem Metrologierahmen verbunden bleiben,



Abbildung 4.4: FEM-Analyse des Metrologierahmens ohne Trägerplatte



wodurch die Kriecherscheinungen aufgrund von Durchbiegungen durch das Eigengewicht der Trägerplatte vermieden werden. Der Tastsystemwechsel verursacht dann entsprechend der Masse des Tastsystems eine geringe Auslenkung und ein geringeres Kriechen.

Eine weitere Ursache für Deformationen können die Messkräfte des Tastsystems sein. Entsprechend des Messablaufs treten Änderungen des Betrags und der Richtung der Messkraft während der Messung auf und führen zu Deformationen, die als Abweichungen direkt in das Messergebnis eingehen. Für die z-Richtung muss ebenfalls eine Abhängigkeit von 30 nm/N zur Ermittlung der Abweichung benutzt werden. Ein konventioneller Taster eines Koordinatenmessgeräts mit einem Tastkugelradius von 0.5 mm und einer Messkraft von ca. 0.1 N führt in z-Richtung zu einer Abweichung von $\pm 3 \text{ nm}$. Diese liegt weit unter der Auflösung dieser speziellen Taster und kann in diesem Fall vernachlässigt werden. Die Nanomessmaschinen arbeiten vorzugsweise mit taktilen Tastsystemen mit sehr kleinen Messpitzen- und Messkugelradien und somit sehr kleinen Messkräfte eines Tastschnittgerätetasters bei ca. 0.75 mN nach DIN EN ISO 3274 und führen zu einer Auslenkung von ca. 22,5 pm, die unterhalb der Messauflösung der NMM-1 liegt [299]. Die Deformationen des Metrologierahmens und der Trägerplatte durch Messkraftänderungen können somit meist vernachlässigt werden.

Kapitel 5

Antriebs- und Führungssysteme

Ein weiterer Bestandteil der NPMM ist das Antriebs- und Führungssystem bzw. das Positioniersystem. Für jede Koordinatenachse sind mindestens ein Antrieb und eine Führung erforderlich. Die Antriebs- und Führungssysteme der NPMM müssen bei Bewegungsbereichen von einigen Millimetern, Bewegungen mit konstanter Geschwindigkeit für Scanbewegungen und eine sehr hohe Positionierauflösung im Subnanometerbereich für sehr langsame Bewegungen oder Messungen im Stillstand erlauben. Die Nanomessmaschine arbeitet in einer permanenten Positionsregelung, bei der das Messobjekt in Abhängigkeit der Trajektorienvorgabe und der Tastsystemsignale positioniert wird. Die translatorischen Führungsabweichungen werden dabei durch das dreiachsige Aktor- und Positionsregelungssystem auf Basis der Längenmesswerte des Parallelmetrologiesystems ausgeglichen. Bei Scanmessungen sind die Abweichungen dieser aktiven Führung von der Geschwindigkeit der Scanbewegung, der Dynamik des Regelungssystems und den Abweichungen der Führungselemente abhängig [333, 428]. Die Messauflösung der Nanomessmaschine ist von den Messauflösungen der Längenmessysteme und der Tastsysteme sowie der Positionierauflösung der Antriebe abhängig, die alle aufeinander abgestimmt und nahezu gleich sein sollten.

5.1 Führungssysteme

Die Führungssysteme sichern in den NPMM geradlinige Bewegungen in den einzelnen Koordinatenachsen. Sie bestehen aus den festen und geführten Teilen, zwischen denen eine Formoder Kraftpaarung vorhanden ist. Nachfolgend werden Führungssysteme unter Bezug auf die Einsatzmöglichkeiten in den NPMM kurz beschrieben.

5.1.1 Führungsarten

Bei Gleitführungen ist zwischen den Führungsteilen während der Bewegung Gleitreibung und im Stillstand Haftreibung wirksam. Die auftretende Reibkraft ist von dem Material, der Oberflächenbeschaffenheit und der Länge der Gleitflächen sowie dem verwendeten Schmierstoff abhängig. Während der Bewegung können Reibschwingungen bzw. *stick-slip*-Effekte auftreten, wenn die Haftreibung größer als die Gleitreibung ist. Die Abhängigkeit der Reibkraft von der Geschwindigkeit kann mit der Stribeckkurve beschrieben werden [490]. Beim Richtungswechsel der Bewegung tritt ein Umkehrsprung der Reibkraft auf, welcher eine exakte Positionsregelung erschwert. Mit Zunahme der Geschwindigkeit tritt eine Kombination von Festkörper- und Flüssigkeitsreibung (Mischreibung) auf. Bei hohen Geschwindigkeiten bildet sich ein hydrodynamischer Schmierfilm aus und es ist nur noch Flüssigkeitsreibung wirksam. Zur Reduzierung der Reibkräfte werden Materialien wie Polytetrafluorethylen (PTFE bzw. Teflon[®]) oder das vakuumtaugliche ultrahochmolekulare Polyethylen (*ultra-high molecular weight polyethylene*, UHMWPE) eingesetzt [45]. Diese Materialen weisen einen sehr geringen Reibkoeffizienten der Festkörperreibung auf, der für die Haftreibung und Gleitreibung gleich ist [490]. Sie werden in Kombination mit polierten Zerodurflächen eingesetzt [234]. Aufgrund der Reibung und der häufigen Richtungswechsel bei der Bewegung sind diese Gleitführungen für NPMM nicht geeignet.

Eine spezielle Bauart der Gleitführungen sind die **aerostatischen Führungen**. Zur Reduzierung der Reibung wird zwischen die Gleitflächen durch verteilte Einströmdüsen oder poröse Materialien (Sinterluftlager) kontinuierlich Luft als Schmiermittel eingebracht [379]. Die Lagerflächen werden durch einen sehr kleinen Luftspalt getrennt. Aufgrund der geringen Viskosität und der hohen Kompressibilität weisen diese Lager eine sehr geringe Reibung und Dämpfung auf und neigen zu Schwingungen durch eingeprägte Störungen oder Turbulenzen der strömenden Luft [379]. Diese Schwingungen werden als Restrauschen des Lagers bezeichnet und können bei porösen Führungselementen Amplituden von ± 1 nm aufweisen [174]. Die Tragkraft der Lager ist von dem wirkenden Überdruck abhängig. Druckversorgungsschwankungen können zu Abstandsänderungen zwischen den Lagerflächen führen und sollten durch den Einsatz von Druckreglern vermieden werden [139, 343]. Die Auswirkungen der Druckschwankungen können durch eine gegenüberliegende Anordnung von zwei ebenen Lagern oder eine rotationssymmetrische Anordnung der Lagerfläche (Lagerbuchse) verringert werden [174, 175]. Aerostatische Führungen werden in NPMM eingesetzt, wobei jedoch das Restrauschen die Positionierauflösung begrenzt. Für den Einsatz in Vakuum muss die Luft an den Lagerflächen wieder abgesaugt werden.

Bei hydrostatischen Führungen wird der Druck für den trennenden Schmierfilm außerhalb des Lagers aufgebaut und das Öl über Kapillaren oder einen Progressiv-Mengen-Regler zu den Führungsflächen geleitet [188]. Durch die höhere Viskosität und die geringere Kompressibilität verfügen diese Lager über eine höhere Steifigkeit und Dämpfung und neigen weniger zu Schwingungen. Die höhere Viskosität führt zu einer höheren dynamischen Reibung. Die hydrostatischen Führungen werden bisher nur in Bearbeitungsmaschinen eingesetzt. Da sie ohne Verschleiß und stick-slip-Effekte arbeiten, wären sie auch für NPMM in Normalatmosphäre sinnvoll einsetzbar.

Bei Wälzführungen kommt es durch die Abrollbewegung der Wälzkörper und der damit verbundenen elastischen Verformungen an den Kontaktflächen nur zu einer geringen Rollreibung. Der Umkehrsprung der Reibkraft beim Richtungswechsel ist geringer als bei Gleitführungen und muss aber im Regelungskonzept trotzdem beachtet werden [166, 287, 356, 474, 518]. Die Größe des Umkehrsprungs ist von der Traglast der Wälzkörper abhängig. Zur Reduzierung sollten die Führungen nicht vorgespannt und nur mit der Gewichtskraft belastet sein. Entsprechend des Aufbaus und der Abmessungen der Führungen variiert die Traglast der einzelnen Wälzkörper in Abhängigkeit von der Führungsposition. Durch Ein- und Auslaufen von Kugeln an den Führungsbahnenden treten Änderungen der Lastverteilung auf, die zu sprunghaften Verkippungen des Messtisches im ein- oder zweistelligen Winkelsekundenbereich führen [168]. Diese Verkippungen können durch eine spezielle rampenförmige oder ballige Gestaltung der Einlaufzonen der Führungsbahnen reduziert werden. Andererseits können ein- und auslaufende Wälzkörper bei der Konstruktion bewusst vermieden werden. Die Traglast der Wälzkörper ändert sich positionsabhängig und führt zu systematischen aber stetigen Verkippungen. Wälzführungen ohne ein- und auslaufende Kugeln werden in der NMM-1 und NPMM-200 eingesetzt.

Bei **Federgelenkführungen** steigt mit zunehmender Federauslenkung die Antriebskraft entsprechend der Federkonstante an. Je nach Federanordnung können spielfreie Führungen mit sehr geradlinigen Bewegungen realisiert werden. Die Federgelenkführungen werden oft durch Präzisionsbearbeitung aus einem Körper als System mit Festkörpergelenken hergestellt [46, 330]. Federgelenkführungen werden meist bei sehr kleinen Führungswegen zusammen mit Piezostapelantrieben eingesetzt [223]. Diese werden in Kombination mit weniger hochauflösenden Positioniersystemen oder bei aktiven Tastsystemen in den NPMM verwendet.

Die magnetischen Führungen werden in Kombination mit elektromagnetischen Direktantrieben eingesetzt. Auf der Basis von Lorentzkräften oder Reluktanzkräften wird bei diesen Systemen die Führungsfunktion realisiert. Dafür ist eine permanente Regelung der Position erforderlich [214, 229, 230, 276, 466]. Die erreichbaren Führungskräfte hängen von den eingespeisten Strömen ab. Zur Reduzierung der Verlustwärme werden für die Kompensation der Gewichtskraft des Läufers Magnetkräfte von Dauermagneten [466] oder Auftriebskräfte in Flüssigkeiten eingesetzt [182]. Aufgrund der begrenzten Kräfte weisen magnetische Führungen eine noch geringere Steifigkeit als aerostatische Führungen auf und neigen zu Schwingungen [276].

5.1.2 Mehrachsige Führungssysteme

Ein zweiachsiges Führungssystem kann aus zwei gestapelten Linearführungen mit zueinander senkrechten Führungsachsen aufgebaut werden. Durch Aufsetzen einer weiteren Linearführung mit orthogonaler Führungsachse kann es zu einem dreiachsigen System erweitert werden. Dies ist eine Seriellkinematik, bei der jedes Führungs- und Antriebssystem einer Bewegungsachse zugeordnet ist und jeder Aktor auf eine eigene Stellplattform wirkt. Hierdurch ist ein einfacher mechanischer Aufbau und die Verwendung von einfachen und entkoppelten Positionsreglern möglich [334]. Die Versorgungsleitungen müssen zwischen den Plattformen des Führungssystems jeweils in einer Richtung flexibel sein und bis an die letzte oder vorletzte Stellplattform geführt werden. Bei Planarführungen erfüllt eine Ebenen-Ebenen-Paarung die Führungsfunktion und erlaubt die beiden Translationen entlang der Fläche und die Rotation um die Flächennormale (Freiheitsgrad 3). Die Rotation kann durch eine zusätzliche Hilfsführung (Verdrehsperre) [245] oder einen Winkelsensor und Antrieb in Kombination mit einer Winkelregelung [140, 174, 204, 510] gesperrt werden (Freiheitsgrad 2). Mit Planarführungen wird eine Parallelisierung der lateralen Achsen erreicht (Parallelkinematik). Eine aufgesetzte vertikale Linearachse ermöglicht eine dreiachsige translatorische Bewegung. Die Versorgungsleitungen zwischen dem Grundbett und der Planarplattform müssen in zwei Richtungen flexibel sein. Ein Hexapod ist eine Parallelkinematik, bei der sechs Linearachsen zwischen zwei Plattformen mit Kugelgelenken befestigt sind [334, 492].

Diese Anordnung ermöglicht alle translatorischen und rotatorischen Bewegungen (Freiheitsgrad 6) und erlaubt einen kompakten und leichten Aufbau. Die Versorgungskabel werden nicht bewegt, da jeder Linearantrieb mit der festen Plattform verbunden ist. Hexapoden erfordern jedoch ein komplexeres Regelungskonzept und wurden bisher nicht in NPMM eingesetzt.

5.2 Antriebssysteme

Das Antriebssystem ist neben dem Längenmesssystem bestimmend für die Positionier- und Messauflösung der NPMM. Das Antriebssystem muss Bewegungen mit Nano- oder Subnanometerauflösung in einem Bereich von einigen Millimetern ermöglichen. Hierfür sind entweder Antriebe mit Hubaddition oder nur mit einer Krafterzeugung erforderlich. Nachfolgend wird der Stand der Technik bei elektromagnetischen und piezoelektrischen Antrieben unter Bezug auf die Eigenschaften und den Einsatz in den NPMM dargestellt.

5.2.1 Elektromagnetische Antriebe

Bei elektromagnetischen Antrieben werden zwei Kraftarten unterschieden: die Lorentzkraft, die auf einen stromdurchflossenen Leiter in einem Magnetfeld wirkt, und die Reluktanzkraft, die in einem Magnetkreis auf eine Grenzfläche wirkt und zu einer Verringerung des Luftspaltes führt (maxwellsche Zugkraftformel) [225, 238, 370]. Die Motoren werden nach der Stromart (Gleichstrom, Wechselstrom), der Betriebsweise (asynchron, synchron) sowie der Bewegung (rotatorisch, translatorisch) klassifiziert [238].

Die meisten elektromagnetischen Antriebe erzeugen Rotationsbewegungen, die durch verschiedenste Transmissionen bzw. Übertragungselemente in lineare Bewegungen gewandelt werden können. Als Übertragungselemente können kraftgepaarte (Schur-, Band-, Flachriemen- oder Keilriemengetriebe) oder formgepaarte (Zahnriemen- oder Kettengetriebe) Zugmittelgetriebe eingesetzt werden [223]. Vorzugsweise werden Zahnriemengetriebe in Kombination mit Zahnradgetrieben zur Drehzahluntersetzung verwendet. Das Spiel des Zahnradgetriebes erschwert eine exakte Positionierung. Mit zunehmender Riemenlänge treten eine kraftabhängige Dehnung und eine Neigung zum Schwingen des Riemens auf und machen eine Positionierung im Nanometerbereich unmöglich [5]. Teilweise werden Zahnstangengetriebe (formgepaart) eingesetzt, die eine höhere Steifigkeit aufweisen. Das Spiel zwischen Zahnstange und Zahnrad wird mit zunehmendem Verschleiß größer und erschwert die Positionsregelung. Vereinzelt werden in Geräten der Nanopositioniertechnik Reibstangenantriebe (kraftgepaart) eingesetzt [289, 401, 442]. Häufiger kommen Gewinde- und Kugelumlaufspindeln zur Übertragung zum Einsatz [318, 434]. Bei Gewindespindeln sind wegen der Reibung weniger als 50% der Motorkraft als Antriebskraft nutzbar und es entsteht Wärme [5]. Die geringere Rollreibung der Kugelumlaufspindeln erlaubt es, ca. 90% der Motorkraft als Antriebskraft zu nutzen. Durch die drehenden Spindeln treten drehzahlabhängige Schwingungen auf. Für Positionieraufgaben mit Nanometer- oder Subnanometerauflösung werden diese Spindelantriebe mit Piezostapelantrieben kombiniert und erfordern ein Regelungssystem für die Grobund Feinregelung [177, 242]. All diese Getriebearten erlauben bei hoher Positionierauflösung keine hohen Verfahrgeschwindigkeiten.

Aufgrund der genannten Nachteile der Übertragungselemente werden in der Präzisionstechnik häufiger Direktantriebe ohne Übertragungselemente eingesetzt. Bei Tauchspulantrieben befindet sich die Spule im gesamten Bewegungsbereich in einem Permanentmagnetfeld konstanter Flussrichtung und -dichte. Die bestromten Antriebe erzeugen eine Lorentzkraft und müssen mit den Positionsmesswerten permanent geregelt werden. Der Bewegungsbereich wird durch die Länge der Spule oder des Magneten limitiert [16]. Diese Antriebe werden als zylindrische Bauform für kurze Bewegungsbereiche oder rechteckige Bauform für längere Bewegungsbereiche ausgeführt. In der NMM-1 wurden alle Achsen und in der NPMM-200 die z-Achse mit diesen Tauchspulantrieben ausgestattet.

Für größere Bewegungsbereiche werden häufiger Motoren mit wechselnder Magnetflussrichtung und mehreren Spulen eingesetzt. Entlang der Bewegungsbahn werden die Magnete mit alternierender Magnetflussrichtung auf einer Eisenplatte angeordnet. Die einzelnen Spulen stehen in Bewegungsrichtung versetzt über den Magneten und sind in der Größe dem Magnetabstand angepasst. Entsprechend der Anzahl der Spulen werden 2- oder 3-phasige Antriebe unterschieden. Mit jeder Bestromung der Spulen kann eine Position eingestellt werden, die wegen der periodischen Magnetanordnung von der Ausgangsposition abhängig ist. Zum Durchfahren des gesamten Positionierweges ist eine zyklische Änderung der Spulenströme (Kommutierung) erforderlich. Die größte Magnetflussdichte und somit höchste Antriebskraft kann mit einem Magnetkreis in U-Anordnung erreicht werden [5]. Zwei Eisenplatten mit Magneten mit alternierender Magnetflussrichtung stehen sich gegenüber und sind an einer Längsseite miteinander verbunden. Zwischen den beiden Magnetreihen werden die eisenlosen Spulen geführt (vgl. Abbildung 5.1a). Der Magnetkreis ist bei dieser Anordnung durch den Eisenkreis geschlossen und in der Umgebung des Antriebs ist der magnetische Fluss gering. Bei der Flachanordnung nach Abbildung 5.1b wird nur eine einzelne Eisenplatte mit alternierend angeordneten Magneten eingesetzt. Der Magnetkreis wird bei dieser Anordnung über die Luft geschlossen. Die magnetische Flussdichte an der Spule ist aufgrund des hohen magnetischen Widerstandes der Luft geringer als bei der U-Anordnung. Im unbestromten Zustand tritt keine Kraftwirkung zwischen Stator und Läufer auf. Zur Erhöhung der magnetischen Flussdichte und der Antriebskraft kann der Läufer mit einer laminierten Aluminium-Eisenplatte und Eisenkernen in den Spulen ausgestattet werden. Dies führt zur Erhöhung der Antriebskraft und gleichzeitig zu positionsabhängig rastenden Magnetkräften.

Die erreichbare Positionierauflösung der elektromagnetischen Linearantriebe ist durch das Wirkprinzip des Antriebs nicht begrenzt und kann Werte im Subnanometerbereich erreichen



Abbildung 5.1: Elektromagnetische, kommutierte Linearmotoren (Schnittdarstellung): (a) U-Anordnung mit zwei Magnetreihen (1 Eisenplatte, 2 Magnetreihe, 3 Spule),
(b) Flachanordnung mit 4 Aluminiumplatte [166, 433]. Anhand eines 2-phasigen Linearantriebes mit U-Anordnung und den Leistungsverstärkern der NMM-1 konnte für einen Bewegungsbereich von 200 mm eine Positionierung mit Nanometerauflösung nachgewiesen werden [8, 194]. Die fehlende Selbsthemmung des Antriebs muss mit einer steifen und kontinuierlichen Positionsregelung kompensiert werden, um den Einfluss äußerer Störungen (z. B. Vibrationen) zu minimieren. Die Antriebe ermöglichen eine kontinuierliche Bewegung mit konstanter Geschwindigkeit, wie sie für Scanmessungen benötigt wird. In der NPMM-200 werden 2-phasige Linearantriebe mit reduzierten Eisenkreisen für die x- und y-Achse verwendet.

Reluktanzkräfte werden bei rotatorischen Schrittmotoren und seltener bei linearen oder planaren Antrieben eingesetzt. Der Stator ist aus einem weichmagnetischen Material (Eisen) gefertigt und weist eine gleichmäßige gezahnte Teilung in Bewegungsrichtung auf (ca. 1 mm). Der Läufer besitzt mehrere Eisenkreise, die Teilungen gleicher Größe aufweisen. Mit Permanentmagneten wird in dem Läufer ein magnetischer Fluss erzeugt, der durch das elektromagnetische Feld der Spulen verstärkt oder geschwächt wird [195]. Durch den Strom in der Spule richtet sich der Läufer zum Stator so aus, dass ein möglichst großer magnetischer Fluss entsteht. Wird nachfolgend eine versetzte Spule bestromt so verschiebt sich der Läufer entsprechend der Verzahnung [490]. Diese resultierende Verschiebung wird als Vollschritt bezeichnet. Mit angepassten Strömen können Halb-, Viertel- oder Mikroschritte erzeugt werden. Die Abmessungen der Teilung gestatten jedoch keine Positionierung im Subnanometerbereich.

5.2.2 Piezoelektrische Antriebe

Die piezoelektrischen Antriebssysteme erlauben durch Hubaddition Bewegungen im Millimeterbereich bei gleichzeitiger Auflösung in Subnanometerbereich. Grundlage hierfür ist der inverse piezoelektrische Effekt, bei dem sich durch ein elektrisches Feld das piezoelektrische Material (z. B. Barium-Titanat, Blei-Zirkonat-Titanat) verformt. Bei der Herstellung erhält man nach dem Sinterprozess eine Keramik, in der die einzelnen Kristallite zufällig piezoelektrisch polarisiert sind und der gesamte Körper nicht-piezoelektrisch wirkt [333]. Aufgrund der ferroelektrischen Natur kann durch ein sehr starkes elektrisches Feld eine permanente Ausrichtung der einzelnen Piezokristallite und ein piezoelektrisches Gesamtverhalten erreicht werden. Der Piezoeffekt ist anisotrop und von der Orientierung zur Polarisationsrichtung abhängig. Es können relative Auslenkung bis 0,2% der Aktorlänge erreichen werden. Die Piezoaktoren wirken wie kapazitive Lasten und benötigen im statischen Zustand nahezu keine Energiezufuhr. Für dynamische Anwendungen nimmt der Energieverbrauch linear mit Frequenz und Aktorkapazität zu. Piezoaktoren weisen aufgrund von mikroskopischen, ferroelektrischen Polarisationseffekten eine Hysterese oder Kriechverhalten auf. Bei kleinen Feldstärken bzw. Stellwegen treten relative Längenänderungen von 2% und bei großen Feldstärken von 10% bis 15% des Stellweges auf [333]. Bei periodischen Bewegungen kann durch eine Modifikation der zyklischen Ansteuerspannung der Einfluss reduziert werden. Für Präzisionsanwendungen werden die Piezoaktoren mit Hilfe eines Messsystems positionsgeregelt, wodurch die Abweichungen reduziert werden.

Bei den Piezoaktoren werden Stapel-, Rohr-, Biege- und Scheraktoren unterschieden. Bei Stapelaktoren werden mehrere elektrisch parallelgeschaltete Keramikschichten mit zwischenliegenden Metallelektroden gestapelt, um eine große Feldstärke und einen großen Stellweg zu erreichen (vgl. Abbildung 5.2a). Aufgrund der begrenzten Baulänge lassen sich somit Stellwege bis zu 200 um und gleichzeitig sehr große Stellkräfte erzielen. Bei Rohraktoren dienen die innere und äußere zylindrische Mantelfläche als Elektroden (vgl. Abbildung 5.2b). Es findet gleichzeitig eine axiale und radiale Dehnung statt. Mit segmentierter Außenelektrode werden Rohraktoren auch als Röhrchenscanner in Rastersondenmikroskopen eingesetzt. Bei Biegeaktoren (Bimorph) führt die unterschiedliche Längsausdehnung, ähnlich wie beim Bimetall, zu einer Biegung des Aktors (vgl. Abbildung 5.2c). Nach der Polarisierung und der Anordnung der Elektroden werden parallele Bimorphe und serielle Bimorphe unterschieden. Rohr- und Biegeaktoren können nur geringe Kräfte erzeugen oder aufnehmen. Scheraktoren können große Kräfte und die größten Auslenkungen generieren. Im Gegensatz zu den anderen Aktoren können Scheraktoren bipolar betrieben werden und somit Auslenkungen in beiden Richtungen erzeugen (vgl. Abbildung 5.2d). Zur Ansteuerung müssen die Piezoaktoren mit Spannungen von $0 \dots + 1000$ V für Hochvoltpiezos, $0 \dots + 150 \text{ V}$ für Niedervoltpiezos sowie $-250 \dots + 250 \text{ V}$ für Scheraktoren versorgt werden. Die Spannungen werden meist mit hochauflösenden Digital/Analog-Wandlern und rauscharmen Verstärkern generiert. Mit 20-Bit-D/A-Wandler lassen sich bei einer Auflösung von 0,1 nm maximale Stellwege von ca. 10 µm realisieren. Die Aktoren werden in Nanomessmaschinen als Feinstellelemente in Kombination mit Grobantrieben, zur Erzeugung von mechanischen Schwingungen an Tastelementen oder als Positioniersystem in aktiven Tastsystemen eingesetzt. Aufgrund der hohen Stellkräfte und kleinen Massen können mit Piezoaktoren sehr hohe Beschleunigungen erzielt und somit hochdynamische Positioniersysteme aufgebaut werden [368]. Die Stellwege lassen sich durch Hebelkonstruktionen vergrößern, wobei sich jedoch die Positionierauflösung verschlechtert [62, 65, 261]. Nach dem Prinzip der Hubaddition können sequentielle Piezobewegungen zusammengefügt bzw. addiert werden. Hierfür werden piezoelektrische Trägheitsantriebe, Oberflächenwellenantriebe und Schreitantriebe eingesetzt.

Die **piezoelektrischen Trägheitsantriebe** erzeugen mit periodischen longitudinalen oder transversalen Dehnungen des Piezoaktors eine elliptische Schwingung eines am Piezoelement ausgeformten oder angefügten Kontaktelementes. Die Frequenz der Schwingung wird durch die



Abbildung 5.2: Piezoaktoren: (a) Stapelaktor, (b) Rohraktor, (c) Biegeaktor (oben paralleler Bimorph, unten serieller Bimorph) und (d) Scheraktor

Resonanz der Anordnung vorgegeben und liegt zwischen 30 kHz und 100 kHz. Das bewegte Kontaktelement wird mit einer Federkraft auf eine Abtriebsstange oder -fläche gepresst. Bei ausreichend großer Schwingbewegung hebt das Kontaktelement kurzzeitig von dem Abtriebselement ab und setzt an einer lateral versetzten Stelle wieder auf. In der Kontaktphase wird das Abtriebselement in eine von der Orientierung der elliptischen Bewegung abhängigen Richtung gestoßen. Der Piezoantrieb der HR Serie der Firma Nanomotion Ltd. basiert auf einer Piezokeramikplatte mit einem ausgeformten Kontaktelement (vgl. Abbildung 5.3a) [281]. An der Oberseite sind vier rechteckige Metallelektroden aufgebracht und diagonal verbunden. An eines der diagonal verbundenen Elektrodenpaare wird gegen die vollflächige Metallelektrode auf der Unterseite eine sinusförmige Spannung mit einer Frequenz von 39,6 kHz angelegt. Zur Umkehr der Bewegungsrichtung wird das andere diagonal verbundene Elektrodenpaar angesteuert. Einen ähnlichen Aufbau besitzt der piezoelektrische Antrieb PILine[®] von Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG [333, 475]. Dieser verfügt jedoch nur über zwei Elektroden auf der Oberseite des Piezoelementes von denen richtungsabhängig immer nur eine angesteuert wird (vgl. Abbildung 5.3b). Im Gegensatz zu den beiden vorangegangenen Antrieben, bei den sich die elliptische Bewegung am Piezoelement ausbildet, entsteht bei dem Elliptecmotor die elliptische Bewegung an dem schwingfähigen Stator aus Aluminium (vgl. Abbildung 5.3c). Das eingearbeitete Piezoelement regt durch die lineare Bewegung nur den Stator an. Der Piezo wird mit einer Frequenz von 80 kHz für die Vorwärtsbewegung und von 100 kHz für die Rückwärtsbewegung angesteuert [112, 369]. Der PiezoWave[™] von PiezoMotor AB benutzt eine Anordnung mit zwei Piezoelementen, deren Kontaktelemente an die gegenüberliegenden Seiten der Abtriebsstange gepresst werden (vgl. Abbildung 5.3d) [342]. Die beiden Piezoelemente werden mit zwei um 90° phasenversetzten sinusförmigen Spannungen angesteuert. Die Bewegung in die entgegengesetzte Richtung wird mit einem Phasenversatz von -90° erreicht. Die Geschwindigkeit der Bewegung wird bei den piezoelektrischen Trägheitsantrieben über die Amplitude der Spannung und die Schwingamplitude des Kontaktelementes gesteuert. Die maximal erreichbaren Geschwindigkeiten dieser Antriebe



Abbildung 5.3: Piezoelektrische Trägheitsantriebe: (a) Piezoantrieb der HR Serie, (b) PILine[®],
(c) Elliptecmotor und (d) PiezoWave[™] (1 Piezoelement, 2 Abtriebselement, 3 Kontaktpunkt,
4 Feder, 5 Kontaktelement und 6 schwingfähiger Stator)

liegen zwischen 150 mm/s und 800 mm/s und verringern sich mit zunehmender Last. Die maximalen Antriebskräfte der Einzelantriebe liegen zwischen 0,15 N und 5 N. Die kleinste erreichbare Schrittauflösung im dynamischen Betrieb (Resonanzbetrieb) ist von der Antriebskraft abhängig und liegt zwischen 10 nm und 50 nm. Durch eine statische Ansteuerung mit einer Gleichspannung lassen sich Bewegungen im Bereich von wenigen Nanometern mit Subnanometerauflösung erreichen [281, 369, 475]. Wegen der erforderlichen Umschaltung der Ansteuerung ist für die Positionsregelung eine komplexere Ansteuerelektronik und Reglerstruktur erforderlich.

Bei piezoelektrischen Schreitantrieben erfolgt die Hubaddition durch sequentielle Ansteuerung von Klemm- und Bewegungsaktoren. Der Inchworm[™] von Burleigh Instruments besteht aus drei miteinander verbundenen piezoelektrischen Rohraktoren auf einem runden Keramikstab (vgl. Abbildung 5.4a). Die beiden äußeren Rohraktoren dienen zur Klemmung auf dem Keramikstab [47]. Der mittlere Aktor dehnt sich in Richtung des Keramikstabes aus. Der Antrieb ermöglicht schreitende Bewegungen mit einer maximalen Schrittweite von 2 µm und maximalen Geschwindigkeit von 2 mm/s. Bei dem PiezoLEGS[™] Antrieb von PiezoMotor AB werden vier parallele Biegeaktoren zur Erzeugung der schreitenden Bewegung eingesetzt (vgl. Abbildung 5.4b). Dafür werden die beiden Einzelpiezos des Bimorphs mit separaten sinusförmigen Spannungen angesteuert. Am losen Ende des Bimorphs entsteht eine elliptische Bewegung, mit der das Abtriebselement bewegt wird [163, 341]. Mit einer phasenversetzten Ansteuerung der vier Biegeaktoren kann eine schreitende Bewegung mit einer maximalen Schrittweite von 3 µm und Geschwindigkeit von 12,5 mm/s erzielt werden. Die PiezoWalk® Antriebe der Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG arbeiten nach einem ähnlichen Prinzip. Jedoch werden bei diesem Antrieb vier Stapelaktoren mit aufgesetzten Scheraktoren für die elliptische Bewegung verwendet (vgl. Abbildung 5.4b). Der Antrieb erreicht eine maximale Schrittweite von 6 µm und Geschwindigkeit von 10 mm/s [334, 383, 475]. Die Positionierauflösung ist von den minimalen Spannungsdifferenzen bei der Ansteuerung der Piezos abhängig. Je nach Antrieb und Elektronik liegt diese zwischen 50 pm und 10 nm. Die abwechselnde Klemmung und Dehnung führt zu einer diskontinuierlichen Bewegung mit Stopps oder Rückwärtsbewegungen. Die piezoelektrischen Schreitantriebe können im Vergleich zu den piezoelektrischen Trägheitsantrieben höhere Kräfte zwischen 6 N und 600 N erzeugen sowie eine höhere Auflösung ohne Umschaltung der Ansteue-



Abbildung 5.4: Piezoelektrische Schreitantriebe: (a) $Inchworm^{TM}$ (1 Abtriebselement, 2 Rohraktor für Klemmung und 3 Rohraktor für Translation), (b) $PiezoLEGS^{TM}$ (4 Biegeaktor) und (c) $PiezoWalk^{(R)}$ (5 Stapelpiezo und 6 Scherpiezo)

rung erreichen. Die maximalen Geschwindigkeiten sind nahezu kraftunabhängig aber geringer.

Untersuchungen der piezoelektrischen Trägheitsantriebe der Nanomotion Ltd., des Inchworm^{\top} und des PiezoLEGS^{\top} zeigten, dass diese Antriebe wegen der diskontinuierlichen Bewegungsverläufe und fehlenden Positionierauflösung für den Einsatz in den NPMM ungeeignet sind [168, 326].

5.3 Gewichtskraftkompensation

Bei horizontalen Bewegungen müssen Antriebe nur Kräfte zur Beschleunigung der bewegten Masse aufbringen. Weicht die Bewegungsrichtung von der horizontalen Lage ab, muss durch den Antrieb eine permanente Gegenkraft zur Hangabtriebskraft oder bei einer vertikalen Bewegung zur Gewichtskraft aufgebracht werden. Bei NPMM mit drei orthogonalen Achsen bewegt sich mindestens eine der Achsen in Richtung der wirkenden Schwerkraft. Der Antrieb muss bei der Aufwärtsbewegung mindestens die Gegenkraft zur Gewichtskraft und zusätzlich die Kraft zur Beschleunigung der Masse erzeugen. Aufgrund der Reibkräfte müssen selbsthemmende Antriebe im Stillstand keine Kräfte erzeugen. Im Gegensatz dazu müssen Antriebe ohne Selbsthemmung permanent aktiv sein bzw. bestromt werden. Dies führt zu einer Erhöhung der Verlustleistung und zur Erwärmung des Messaufbaus. Mit einer Gewichtskraftkompensation wird eine Gegenkraft zur Gewichtskraft erzeugt. Ein solches System sollte reibungsarm sein und keine stick-slip-Effekte hervorrufen. Die erzeugte Kraft muss über den gesamten Bewegungsbereich konstant und an unterschiedliche Messobjektmassen adaptierbar sein. Beim Einsatz mehrerer vertikal wirkender Antriebe führt der variierende laterale Schwerpunkt des Messobjekts zu einer ungleichmäßigen Lastverteilung auf die Antriebe, die ebenfalls ausgeglichen werden muss. Das System sollte die Dynamik des Positionsregelungssystems und die Resonanzfrequenzen nicht verändern. Das Kompensationssystem darf keinen zusätzlichen Wärmeeintrag hervorrufen und sollte ein Energiespeicher sein. Eine Aufwärtsbewegung führt zur Erhöhung der potentiellen Energie des Körpers, die vom Kompensationssystem abgegeben wird. Bei der Abwärtsbewegung verringert sich die potentielle Energie und das Kompensationssystem sollte die abgegebene Energie speichern. Nachfolgend werden verschiedene Ansätze für Kompensationssysteme und das in die NMM-1 integrierte System vorgestellt.

In verschiedenen Geräten werden Gegengewichte zur Kompensation eingesetzt [410, 511]. Die Kraftrichtung muss durch ein Getriebe (Seilzug, Hebel) umgekehrt werden (vgl. Abbildung 5.5a). Zusatzgewichte erlauben eine Anpassung an unterschiedliche Massen. Die bewegte Masse und die Beschleunigungskräfte verdoppeln sich, da das Gegengewicht mit bewegt wird.

Kompensationssysteme mit zusätzlichen geregelten pneumatischen Aktoren bestehen aus einem Zylinder und verschiebbaren Kolben (vgl. Abbildung 5.5b). Mit der Bewegung des Kolbens ändert sich das Volumen und eine Druckregelung sorgt für einen konstanten Druck und somit konstante Kompensationskraft [360, 384, 412]. Das Regelungssystem sorgt gleichzeitig für die Anpassung an unterschiedliche Messobjektmassen.

In der ISARA (vgl. S. 22) wurde eine Kombination aus Zugfeder, Seilzug und Elektromotor



Abbildung 5.5: Gewichtskraftkompensation: (a) mit Ausgleichgewicht (1 Ausgleichgewicht, 2 Umlenkrolle und 3 Seilzug), (b) mit Pneumatik (4 Druckzylinder und Kolben, 5 Druckregler), (c) mit zusätzlichen Elektromotor (6 Motor, 7 Rolle mit Seilzug und 8 Zugfeder), (d) magnetischer Krafterzeugung (9 Dauermagnet und 10 Eisenkreis), (e) mit Spiralfeder (11 Spiralfeder) und (f) mit Spiralfeder und konischer Seilaufwicklung (12 Seilzug mit konischer Rolle)

eingesetzt (vgl. Abbildung 5.5c). Der Motor wickelt bei einer vertikalen Bewegung das Seil auf oder ab und hält die Zugfeder auf gleicher Länge und mit einer konstanten Kraft gespannt [519].

In [402] wurde eine Anordnung eines magnetischen Konstantkraftgebers beschrieben, der die Kraftwirkung eines in einen Eisenkreis eintauchenden Permanentmagneten ausnutzt (vgl. Abbildung 5.5d). Die *MagSpring*[™] der Firma NTI AG verfügen über konstruktiv festgelegte Kompensationskräfte und gestatten keine Anpassung an variierende Messobjektmassen [241].

Am häufigsten werden Kompensationssysteme mit Federn eingesetzt. Bei Federn mit geringer Federsteifigkeit und geringen Bewegungsbereichen bleibt die Federkraft nahezu konstant. Durch Änderung der Vorspannung von Schraubenfedern konnte in der NMM-1 teilweise eine Anpassung an die Messobjektmasse erreicht werden [168]. Größere Massevariationen konnten nur durch Austausch der Federn angepasst werden. In gleicher Weise können Spiralfedern, die sich bei der Bewegung auf- oder abrollen, eingesetzt werden (vgl. Abbildung 5.5e) [399]. Mit zusätzlichen Getrieben kann über einen größeren Bereich eine konstante Kraft mit Federn erzeugt werden [131, 344]. Eine in der Industrie häufig eingesetzte Variante ist der *balancer* zur Entlastung bei Montagewerkzeugen. Die konstante Zugkraft am Seil wird durch eine konische Wicklung des Seils erreicht (vgl. Abbildung 5.5f). Bei Ausziehen des Seils vergrößern sich der Radius der Rolle und der wirksame Hebelarm, wodurch der Anstieg des Drehmoments der Spiralfeder kompensiert wird [441]. Die Kompensationskraft kann durch unterschiedliche Vorspannung angepasst werden.

Für die NMM-1 wurde ein Kompensationsystem mit Schenkelfedern entwickelt [210, 344, 371, 373]. Das Prinzip einer Kompensationseinheit ist in der Abbildung 5.6a dargestellt. Das lose Ende der Schenkelfeder drückt gegen eine Rolle, die an der Stellplattform der z-Achse befestigt ist. Während einer Aufwärtsbewegung verschiebt sich der Auflagepunkt der Rolle auf dem Federschenkel zur Feder hin und kompensiert somit die Abnahme des Drehmoments der Feder. Der Motor, die Gewindespindel und die Führungen dienen zur Verschiebung der Schenkelfeder und des Auflagepunktes der Rolle auf dem Schenkel. Die Kompensationskraft kann so an ver-



Abbildung 5.6: Gewichtskraftkompensation der NMM-1: (a) Wirkprinzip (1 Schrittmotor, 2 Kupplung, 3 Haupt- und Nebenführung, 4 Gewindelspindel, 5 Schenkelfeder, 6 justierbarer Schenkel, 7 Rolle und 8 z-Plattform) [210] und (b) einzelnes Kompensationssystems

schiedene Messobjektmassen angepasst werden. Da jede der vier Kompensationseinheiten einzeln eingestellt werden kann, ist auch die Anpassung an unterschiedliche Auflage- und Schwerpunkte des Messobjekts möglich. Zusammen mit den Kompensationseinheiten wurden auch Einkörpergelenke für die Drehung um die x- und y-Achse integriert. Bei schweren Messobjekten und sehr unterschiedlichen Schwerpunkten kann die Verkippung der Stellplattform der z-Achse über den Messbereich der Winkelsensoren und den Arbeitsbereich der Interferometer hinaus gehen. Mit der ersten Kompensationsphase wird die Stellplattform wieder in den Mess- und Arbeitsbereich der Sensoren gebracht. Anschließend kann das Regelungssystem der Maschine aktiviert werden und die Kompensation zur Minimierung der Motorströme erfolgen. Die Kompensation wird vor der eigentlichen Messung durchgeführt, da während der Messung kein zusätzlicher Wärmeeintrag einstehen darf. Vor dem Entfernen des Messobjekts müssen die Kompensationseinheiten wieder in die Position mit der geringsten Kraft gefahren werden, um zu verhindern, dass mit dem Entnehmen des Messobjekts die Spiegelecke nach oben schnellt und eventuell das Tastsystem beschädigt. Mit diesem System konnte eine Verringerung der Verlustleistung um 95% erreicht werden und es führte zu einer wesentlichen Reduzierung des Wärmeeintrags in die NMM-1.

Kapitel 6

Längenmesssysteme

Die wichtigsten Komponenten der Nanomessmaschinen sind die Längenmesssysteme zur Ermittlung der Position der Messspiegelecke und des Messobjekts. Die Längenmesssysteme müssen in einem Messbereich von einigen Millimetern eine Messauflösung im Subnanometerbereich erreichen. Analoge Messverfahren (z. B. kapazitive, induktive) erreichen aufgrund der vorhandenen Signal-Rausch-Abstände der Messsignale, der signifikanten Nichtlinearitäten sowie der begrenzten Auflösung der A/D-Wandler nicht die gestellten Anforderungen. Inkrementale Messsysteme bzw. Encoder können durch die Modulation mit dem Maßstab und die nachfolgende Demodulation mit der Messelektronik wesentlich größere relative Messauflösungen erreichen. Nachfolgend werden inkrementale Längenmesssysteme mit Maßstab sowie Interferometer zur Längenmessung erläutert. Insbesondere wird das Homodyninterferometer der NMM-1, dessen Aufbau und Weiterentwicklung sowie die Demodulation und Messwertkorrektion dargestellt.

6.1 Inkrementale Längenmesssysteme mit Maßstab

Die optischen Encoder sind die verbreitetsten inkrementalen Längenmesssysteme. Die Bewegungen einer Gitterteilung werden mit einem fotoelektrischen Abtastkopf erfasst. Die Abtastsysteme werden nach Durchlicht- oder Reflexionsverfahren (Auflichtverfahren) sowie nach abbildenden oder interferenziellen Abtastprinzip unterschieden. Für das abbildende Abtastprinzip im Durchlicht sind auf dem Glas des Maßstabs Raster aus Chrom mit konstanter Teilungsperiode fotolithografisch aufgebracht. Beugungsbedingt darf die Teilungsperiode nicht kleiner als 10 µm sein [102, 119]. Mit einem Abtastgitter gleicher Teilungsperiode kann eine großflächig Modulation der Lichtintensität erreicht werden. Die Strahlung wird entweder an den Gittern reflektiert oder zum Fotoempfänger durchgelassen und bei einer lateralen Verschiebung der Gitter mit der Teilungsperiode moduliert (vgl. Abbildung 6.1a). Zur Unterscheidung von Vor- und Rückwärtsbewegungen müssen ein zweites Gitter mit einem Versatz einer viertel Teilungsperiode (90°) zum ersten Abtastgitter und ein weiterer Fotoempfänger angeordnet werden. Aus den analogen, sinusförmigen Signalen der beiden Fotoempfänger können die Anzahl und der Bruchteil der durchlaufenen Teilungsperioden sowie die Bewegungsrichtung durch Demodulation ermittelt werden. Oft werden zwei weitere Gitter und Empfänger mit 180° und 270° Phasenversatz bzw. eine Abtastplatte mit vier Abtastfeldern angeordnet [119]. Die um 180° zueinander versetzten Signale werden jeweils subtrahiert. Dabei kompensieren sich die Gleichlichtanteile und die Signalamplitude verdoppelt



Abbildung 6.1: Abtastverfahren für Maßstäbe: (a) abbildendes Prinzip im Durchlicht, (b) interferenzielles Prinzip im Auflicht und (c) *linear diffraction grating interferometer* (1 Lichtquelle, 2 Kondensor, 3 Abtastplatte, 4 Maßstab, 5 Fotoempfänger, 6 Laserdiode, 7 polarisierender Strahlteiler, 8 λ /2-Platte, 9 λ /4-Platte und 10 Auswertekombination) [119, 122]

sich. Mit einem gitterförmig segmentierten Fotoempfängerbaustein wird bei der Einfeldabtastung das Licht hinter einem homogenen Gitter erfasst. Mit der Parallelschaltung jedes vierten Empfängers werden die einzelnen Fotoströme zu den vier phasenversetzten Signalen zusammengefasst. Ungleichmäßige Lichtintensitäten (z. B. durch Verunreinigungen) wirken sich durch die enge und vielfache Anordnung der Fotoempfängerelemente gleichmäßiger auf die vier Ausgangssignale aus [102]. Für das abbildende Prinzip im Auflicht (Reflexionsverfahren) werden als Maßstab mattgeätzte Raster auf vergoldeten Stahlbändern genutzt.

An Gittern mit kleinerer Teilungsperiode kommt es beim Lichtdurchgang zur Diffraktion, die eine abbildende Abtastung verhindert. Beim interferenziellen Abtastprinzip wird die Beugung zur Erzeugung der phasenversetzten sinusförmigen Signale genutzt. Als Maßverkörperung dient ein reflektierendes (Auflichtverfahren) oder lichtdurchlässiges (Durchlichtverfahren) Phasengitter, dessen Raster eine Höhe von $0,2 \,\mu$ m und eine Teilungsperiode von $0,512 \,\mu$ m, $4 \,\mu$ m oder $8 \,\mu$ m aufweisen [102]. Die Abtastplatte ist ein lichtdurchlässiges Phasengitter mit gleicher Teilungsperiode. Beim ersten Durchgang des Lichtes durch das Abtastgitter entstehen drei Teilwellen 1.-, 0.- und -1.-Ordnung (vgl. Abbildung 6.1b). Bei der nachfolgenden Reflexion (Auflichtverfahren) am Phasengitter des Maßstabs wird das Licht wiederum gebeugt und die Teilstrahlen treffen am Phasengitter der Abtastplatte wieder aufeinander. Nach der erneuten Beugung entstehen im Wesentlichen vier Teilstrahlen mit drei Ausbreitungsrichtungen, die auf Fotoempfänger treffen. Die Teilstrahlen beinhalten Lichtanteile, die unterschiedliche Wege zurück gelegt haben und nun interferieren. Bei einer Verschiebung des Maßstabs um eine Teilungsperiode werden von den Fotoempfängern zwei Signalperioden ausgegeben. Das *linear diffraction grating interferometer* (vgl. Abbildung 6.1c) ist eine weitere Variante zur interferenziellen Abtastung [122, 123].

Für den Aufbau von zweiachsigen Messsystemen werden schachbrettartige Phasengitter auf einer Trägerplatte mit einer Teilungsperiode von 4 µm für Messbereiche von bis zu 300 mm \times 300 mm angeboten [102, 119]. In [141] wird ein dreiachsiges Messsystem vorgestellt, welches eine diamantgedrehte, schachbrettartige Oberflächenstruktur mit einem sinusförmigen Höhenprofil und einer Teilungsperiode von 10 µm als Maßverkörperung nutzt. Bei der Herstellung von Gitterteilungen und Phasengittern kommt es zu periodischen Versätzen durch die Verschiebung und sequentielle Belichtung mit kleinen Masken. Weiterhin ist der Längenmesswert von der thermischen Ausdehnung des Trägermaterials während der Herstellung und der Nutzung abhängig. Die Rückführbarkeit kann nur durch eine Kalibrierung des Maßstabs erreicht werden. Bei Linearmaßstäben ist ein Versatz zwischen Abtastkopf und Maßstab quer zur Messrichtung nicht zulässig. Für ein dreiachsiges Messsystem müssen Längenmesssysteme an den einzelnen linearen Führungssystemen sequentiell angeordnet werden. Das Abbeprinzip kann in dieser Anordnung nur in einer Koordinate realisiert werden. Für eine vollständige Umsetzung des Abbeprinzips müssten die Messachsen der Maßstäbe zu jeder Zeit auf den Antastpunkt ausgerichtet sein. Inkrementale Längenmesssysteme mit Maßstab werden meist nur für 3-D-Messsysteme mit geringeren Genauigkeitsanforderungen eingesetzt.

6.2 Interferometer

In Systemen mit höheren Genauigkeitsanforderungen kommen fast ausschließlich Interferometer zum Einsatz. Die Grundlage für die Beschreibung der interferenziellen Längenmessung ist das Wellenmodell des Lichtes. Aus den maxwellschen Gleichungen kann die allgemeine Wellengleichung für die elektrische Feldstärke E aufgestellt werden [111]. Eine Lösung der Differentialgleichung sind ebene harmonische Wellen. Diese transversalelektromagnetischen Wellen (TEM-Wellen) sind durch ihre zeitliche und räumliche sinusförmige Änderung der elektrischen und magnetischen Feldstärke \vec{E} und \vec{H} charakterisiert. Die Ausbreitungsrichtung bzw. der Poynting-Vektor \vec{S} und die Vektoren der elektrischen Feldstärke \vec{E} und der magnetischen Feldstärke \vec{H} bilden ein orthogonales System [111, 490]. Für die Ausbreitung in z-Richtung können die elektrischen und magnetischen Feldstärken jeweils Komponenten in x- und y-Richtung besitzen. Mit den Komponenten $E_x \vec{e_x}$ und $E_y \vec{e_y}$ sowie deren Phasenbeziehung ϕ wird die Schwingungs- bzw. Polarisationsrichtung des Lichtes beschrieben.

$$\vec{E}_{x} = \hat{E}_{x}\vec{e}_{x}\cos\left(\frac{2\pi}{\lambda}z - \frac{2\pi}{T}t\right) = \hat{E}_{x}\vec{e}_{x}\cos\left(kz - \omega t\right)$$
(6.1)

$$\vec{E}_{y} = \hat{E}_{y}\vec{e}_{y}\cos\left(\frac{2\pi}{\lambda}z - \frac{2\pi}{T}t + \phi\right) = \hat{E}_{y}\vec{e}_{y}\cos\left(kz - \omega t + \phi\right)$$
(6.2)

Die Zeitspanne mit der sich die Schwingungszustände wiederholen wird als Periodendauer Tund der räumliche Abstand in Ausbreitungsrichtung als Wellenlänge λ bezeichnet [149]. Zur Vereinfachung werden meist die Frequenz f = 1/T, die Kreisfrequenz $\omega = 2\pi/T = 2\pi f$, die Wellenzahl $\nu = 1/\lambda$ und die Kreiswellenzahl $k = 2\pi/\lambda = 2\pi\nu$ eingeführt [290, 490]. Mit einer Phasenbeziehung $\phi = i\lambda/2$ mit i = 0, 1, 2, ... ist das Licht linear polarisiert. Bei gleich großen Amplituden und einer Phasenlage von $\phi = \lambda/4 + i\lambda/2$ mit i = 0, 1, 2, ... liegt zirkular polarisiertes Licht vor. In den restlichen Fällen spricht man von elliptisch polarisiertem Licht [111]. Die Phasenbeziehung der Komponenten kann durch doppelbrechende Materialen, die polarisationsabhängig unterschiedliche Brechzahlen aufweisen, beeinflusst werden. Hierfür werden dünne doppelbrechende Platten eingesetzt, deren Dicke von dem gewünschten Gangunterschied und der Wellenlänge abhängt ($\lambda/4$ - und $\lambda/2$ -Platten). Die Welle breitet sich mit der Phasengeschwindigkeit $c = c_0/n$, die von der Lichtgeschwindigkeit im Vakuum c_0 und der Brechzahl ndes durchlaufenen Mediums abhängt, aus. Zwischen der Frequenz f, der Wellenlänge λ und der Phasengeschwindigkeit c gilt der Zusammenhang $c = c_0/n = \lambda f$.

Die Interferometrie beruht auf der Überlagerung von zwei oder mehreren Wellen bzw. Strahlen. Der resultierende Feldstärkevektor \vec{E} eines Raumpunktes kann aus der vektoriellen Addition der Teilfeldstärkevektoren $\vec{E_i}$ ermittelt werden. Die Wellen können sich in der Ausbreitungsrichtung, der Polarisationsrichtung, der Amplitude und der Wellenlänge sowie dem Phasenwinkel unterscheiden. Die interferometrische Längenmesstechnik beruht auf der Überlagerung von kohärenter Strahlung gleicher Polarisationsrichtung. Bei der interferometrischen Längenmessung ist die zeitliche Kohärenz entscheidend, da die aufgeteilten Strahlen einer Quelle unterschiedliche Wege zurücklegen und sich anschließend Wellenzüge mit einer Laufzeitdifferenz τ überlagern. Nach dem Wiener-Chintschin-Theorem entspricht die normierte Fouriertransformation des Intensitätsspektrums dem Kohärenzgrad, den man auch als eine Autokorrelationsfunktion betrachten kann [490]. Die Kohärenzlänge l_c oder Kohärenzzeit t_c wird für einen Kohärenzgrad von 1/e angegeben [111, 490]. Die Kohärenzlänge ist von der Spektralverteilung der interferierenden Strahlung abhängig. Für eine gaußförmige spektrale Intensitätsverteilung kann die Kohärenzlänge $l_{\rm c}$ aus der mittleren Vakuumwellenlänge $\lambda_{\rm vac}$, der Brechzahl *n* und der Halbwertsbreite FWHM (*full* width at half maximum, z.B. Linienbreite durch Doppler-Verbreiterung) des Lichtspektrums nach Gleichung (6.3) berechnet werden [491].

$$l_{\rm c} = \frac{\lambda_{\rm vac}^2}{n \rm FWHM} \tag{6.3}$$

Bei der Überlagerung der Wellen kommt es zu einer konstruktiven oder destruktiven Interferenz bzw. einer Verstärkung oder Auslöschung des Lichtes. Die Feldstärke des Lichtes kann nicht direkt gemessen werden. Vom Auge oder einem optoelektronischen Empfänger wird Licht als eine energetische Größe z.B. als Beleuchtungsstärke E_v (bewertet mit der relativen spektralen Hellempfindlichkeit des Auges für Tagsehen $V(\lambda)$) oder als Bestrahlungsstärke E_e erfasst [178]. Die Bestrahlungsstärke E_e entspricht dem Betrag des Poynting-Vektors \vec{S} , welcher häufig auch als Intensität I bezeichnet wird. Mit der Phasengeschwindigkeit c und der Permittivität ϵ oder der Permeabilität μ kann der Betrag des Poynting-Vektors aus der elektrischen oder der magnetischen Feldstärke berechnet werden (vgl. Gleichung (6.4)) [225].

$$\vec{S} = \vec{E} \times \vec{H} \quad \text{oder} \quad |\vec{S}| = S = c\epsilon E^2 = c\mu H^2$$

$$(6.4)$$

Für linear polarisierte Wellen können die Gleichungen (6.1) und (6.2) vereinfacht und mit den Indizes 1 und 2 der beiden interferierenden Wellen ergänzt werden (vgl. Gleichung (6.5)) [198]. Die Summe der Feldstärke $E = E_1 + E_2$ wird in die komplexe Ebene überführt und mit der konjugiert komplexen Feldstärke <u>E</u>^{*} ergänzt.

$$E_1 = \hat{E}_1 \cos(k_1 z - \omega_1 t + \phi_1) \quad E_2 = \hat{E}_2 \cos(k_2 z - \omega_2 t + \phi_2) \tag{6.5}$$

$$\underline{E} = \hat{E}_1 e^{i(k_1 z - \omega_1 t + \phi_1)} + \hat{E}_2 e^{i(k_2 z - \omega_2 t + \phi_2)}$$
(6.6)

$$\underline{E}^* = \hat{E}_1 e^{-i(k_1 z - \omega_1 t + \phi_1)} + \hat{E}_2 e^{-i(k_2 z - \omega_2 t + \phi_2)}$$
(6.7)

Die Leistungsberechnung erfordert in der komplexen Darstellung die Multiplikation der komplexen und konjugiert komplexen Feldstärke \underline{E} und \underline{E}^* [423].

$$\underline{EE}^{*} = \hat{E_{1}}^{2} + \hat{E_{2}}^{2} + \hat{E_{1}}\hat{E_{2}}e^{i((k_{1}-k_{2})z-(\omega_{1}-\omega_{2})t+\phi_{1}-\phi_{2})} + \hat{E_{1}}\hat{E_{2}}e^{-i((k_{1}-k_{2})z-(\omega_{1}-\omega_{2})t+\phi_{1}-\phi_{2})}$$
(6.8)

Mit der Beziehung $2\cos x = e^{ix} + e^{-ix}$ kann die Gleichung vereinfacht werden.

$$\underline{EE}^* = \hat{E_1}^2 + \hat{E_2}^2 + 2\hat{E_1}\hat{E_2}\cos\left((k_1 - k_2)z - (\omega_1 - \omega_2)t + \phi_1 - \phi_2\right)$$
(6.9)

Setzt man dies in (6.4) ein so erhält man die nachfolgende Gleichung, in der zur weiteren Vereinfachung die Beträge der Poynting-Vektoren (bzw. Einzelintensitäten) der beiden Wellen S_1 und S_2 eingesetzt werden (vgl. Gleichung (6.11)).

$$S = c\epsilon \left(\hat{E_1}^2 + \hat{E_2}^2 + 2\hat{E_1}\hat{E_2}\cos\left((k_1 - k_2)z - (\omega_1 - \omega_2)t + \phi_1 - \phi_2\right)\right)$$
(6.10)

$$S = S_1 + S_2 + 2\sqrt{S_1 S_2} \cos\left((k_1 - k_2)z - (\omega_1 - \omega_2)t + \phi_1 - \phi_2\right)$$
(6.11)

Betrachtet man den Term in der cos-Funktion, so treten bei der Überlagerung von zwei Wellen mit unterschiedlichen Wellenlängen λ_1 und λ_2 bzw. unterschiedlichen Frequenzen f_1 und f_2 , zwei Besonderheiten auf. Der Betrag des Poynting-Vektors S ändert sich mit dem Term $(\omega_1 - \omega_2)t$ zeitlich, wodurch eine Modulation mit einer konstanten Frequenz entsteht. Weiterhin ist der Betrag mit dem Term $(k_1 - k_2)z$ vom Ort der Betrachtung abhängig. Sind die Wellenlängen gleich $(\lambda_1 = \lambda_2)$, so entfallen die beiden Terme und der Betrag des Poynting-Vektors S ist ein konstanter und ortsunabhängiger Wert. Der für die Interferometrie genutzte Term $\phi_1 - \phi_2$ beschreibt die Vorgeschichte der beiden Wellen vor ihrer Überlagerung.

Die beiden Wellen E_1 und E_2 des Interferometers werden durch Strahlteilung des Lichts einer Lichtquelle erzeugt (vgl. Abbildung 6.2). Die Phasenlagen sind bei der Strahlteilung für beide Wellen gleich. Nach der Teilung werden beide Strahlen an Spiegeln reflektiert und am Strahlteiler reflektiert bzw. durchgelassen. Am Ausgang des Strahlteilers überlagern sich die zwei Wellen. Zwischen dem Strahlteiler und den Spiegeln legen die beiden Wellen die Wegstrecken a_1 und a_2 jeweils zweimal zurück ($\lambda/2$ -Interferometer mit $k_{\text{IF}} = 2$). Durch unterschiedliche Wegstrecken und Wellenlängen entstehen zwei unterschiedliche Phasenlagen ϕ_1 und ϕ_2 , die aus den Wegstrecken und den Kreiswellenzahlen berechnet werden können.

$$\phi_1 = k_1 k_{\rm IF} a_1 = \frac{2\pi}{\lambda_1} k_{\rm IF} a_1 \quad bzw. \quad \phi_2 = k_2 k_{\rm IF} a_2 = \frac{2\pi}{\lambda_2} k_{\rm IF} a_2 \tag{6.12}$$



Abbildung 6.2:

Prinzip des Michelson-Interferometers (1 Lichtquelle mit Kollimation, 2 Strahlteiler, 3 Referenzspiegel, 4 Messspiegel und 5 Erfassungsebene) Aus dem Interferenzsignal kann nur die Differenz $\gamma = \phi_1 - \phi_2$ ermittelt werden. Eine Zuordnung, welcher Spiegel sich bewegt hat, ist nicht möglich. Deshalb wird bei den Längenmessinterferometern ein Spiegel (Referenzspiegel) fixiert (a_1 =const). Die Phasenänderungen werden einer Bewegung des zweiten Spiegels (Messspiegel) zugeordnet. Die Verschiebung *s* des Messspiegels kann nach Gleichung (6.13) berechnet werden. Die Wellenlänge des Lichtes im Messarm dient als Maßverkörperung für die Messung.

$$s = \frac{1}{k_{\rm IF}k_2}\gamma = \frac{\lambda_2}{k_{\rm IF}}\frac{\gamma}{2\pi} \tag{6.13}$$

Für die interferometrische Wegmessung muss der Wechselanteil $2\sqrt{S_1S_2}$ aus Gleichung (6.11) maximiert werden. Der Gleichlichtanteil $S_1 + S_2$ kann durch zwei zusätzliche um 180° versetzte Signale und jeweilige Differenzbildung (Vierfachabtastung) bei den Homodyninterferometern oder Wechselspannungskopplung bei den Heterodyninterferometern eliminiert werden. Die Interferometer können nach verschiedenen Kriterien unterteilt werden. Eine Unterteilung erfolgt nach der Anzahl der zur Interferenzentstehung beitragenden Strahlen (Zweistrahl- und Mehrstrahlinterferometer). Eine weitere Unterteilung erfolgt nach dem permanenten Wellenlängenunterschied zwischen Mess- und Referenzarm (Homodyn- und Heterodyninterferometer). Weiterhin kann nach den Wellenlängen, Wellenlängenanteilen bzw. Kohärenzlängen der Strahlung die im Messund Referenzarm enthalten sind, unterschieden werden (Interferometer mit einer oder mehreren diskreten Wellenlängen, mit einem oder mehreren Wellenlängenbereichen oder Weißlicht).

6.2.1 Zweistrahlinterferometer

Interferometer mit diskreten Wellenlängen bzw. monochromatischem Licht sind in der Längenmessung am häufigsten anzutreffen, da die großen Kohärenzlängen auch große Messlängen erlauben. Prinzipiell werden zwei Typen von Zweistrahlinterferometern unterschieden: das Homodyninterferometer und das Heterodyninterferometer. Beide Interferometertypen sind beispielhaft mit Tripelreflektoren in Abbildung 6.3 dargestellt. Als Reflektoren können bei veränderten optischen Anordnungen auch ebene Spiegel oder Kugelreflektoren zum Einsatz kommen.

Das Homodyninterferometer ist dadurch gekennzeichnet, dass der Mess- und Referenzarm von Licht der gleichen Wellenlänge (bzw. Frequenz f) durchlaufen wird (vgl. Abbildung 6.3a). Dadurch entfallen in Gleichung (6.11) die Terme $(k_1-k_2)z$ und $(\omega_1-\omega_2)t$. Die Lichtmodulation ist nur von der Phasendifferenz $\phi_1 - \phi_2$ abhängig. Bei unbewegtem Messspiegel nimmt die Intensität somit einen festen Wert an. Bei der Verschiebung des Messspiegels ändert sich die Intensität wegabhängig sinusförmig entsprechend Gleichung (6.14).

$$I = I_{\rm ref} + I_{\rm mes} + 2\sqrt{I_{\rm ref}I_{\rm mes}}\cos\left(\frac{4\pi}{\lambda_{\rm mes}}s\right)$$
(6.14)

Nur während einer Bewegung des Messspiegels wird im Interferenzsignal eine Modulationsfrequenz $\pm f_{\rm m}$ sichtbar. Aus dem einen Interferenzsignal kann das Vorzeichen der Frequenz nicht abgeleitet und so die Bewegungsrichtung nicht detektiert werden. Eine Richtungserkennung wird erst möglich, wenn ein zweites phasenverschobenes Interferenzsignal zur Verfügung steht. Dies



Abbildung 6.3: Homodyn- und Heterodyninterferometer mit Tripelprismen: (a) Homodyninterferometer und (b) Heterodyninterferometer (1 Lichtquelle mit Kollimation, 2 polarisationsneutraler Strahlteiler, 3 polarisierender Strahlteiler, 4 Tripelprisma (Referenzspiegel), 5 Tripelprisma (Messspiegel), 6 Abtastkopf mit zwei Glasfasern, 7 Polarisator, 8 Abtastkopf mit Glasfaser und 9 Fotoemfänger im Laserkopf)

wird bei dem dargestellten Interferometer durch einen sehr kleinen Winkel zwischen Mess- und Referenzstrahl (Fehlwinkel am Referenzprisma) und dem daraus entstehenden Interferenzstreifenmuster erzeugt. Zwei Faserenden in dem Abtastkopf dienen als nahezu punktförmige Detektoren und sind im Streifenbild so angeordnet, dass zwischen den beiden Signalen eine Phasendifferenz von 90° entsteht. Die Demodulation der beiden Signale erfolgt in gleicher Weise, wie bei den inkrementalen Längenmesssystemen mit körperlichem Maßstab. Bei unstabilisierten He-Ne-Lasern treten zwei bis drei Frequenzen auf, die innerhalb des Verstärkungsprofils des Lasers liegen [499]. Diese Moden entstehen als stehende Wellen mit orthogonalen Polarisationsrichtungen im Resonator des Lasers und der jeweiligen Wellenlänge λ_i . Für jede Mode gilt der Zusammenhang für die Resonatorlänge $L = m_i \lambda_i/2$, wobei m_i zur Menge der natürlichen Zahlen gehört $(m_i \in N)$. Jede dieser Wellen erzeugt im Interferometer ein eigenes Interferogramm deren Intensitäten sich überlagern. Mit der Länge des Resonators (19...28 cm) tritt beim Verschieben des Messspiegels periodisch ein Kontrastmaximum der Modulation auf. Mittig dazwischen überlagern sich die Intensitäten so, dass mit dem Interferometer nicht gemessen werden kann. Dieser Effekt ist in der Abbildung 6.4 für einen stark überhöhten Frequenzabstand zwischen den Moden (Modenabstand) dargestellt (vgl. Gleichung (6.15)).

$$I = I_{\text{ref},1} + I_{\text{mes},1} + 2\sqrt{I_{\text{ref},1}I_{\text{mes},1}} \cos\left(\frac{4\pi}{\lambda_{\text{mes},1}}s\right) + I_{\text{ref},2} + I_{\text{mes},2} + 2\sqrt{I_{\text{ref},2}I_{\text{mes},2}} \cos\left(\frac{4\pi}{\lambda_{\text{mes},2}}s\right)$$

$$(6.15)$$

Die Kohärenzlänge ist von der Resonatorlänge und dem Modenabstand abhängig. Bei stabilisierten Lasern werden die Moden durch eine Regelung der Resonatorlänge auf festen Frequenzen gehalten. Zur Erhöhung der Messlängen wird durch eine polarisationsoptische Aufteilung nur eine Mode zum Interferometer geführt, aus deren Halbwertsbreite die Kohärenzlänge resultiert (vgl. Gleichung (6.3) S. 52).

Bei Vergrößerung der spektralen Bandbreite des Lichtes verringern sich die Kohärenzlänge und nutzbare Messlänge. Die Kohärenzlänge l_c von weißem Licht ist von der spektralen Zusammenset-



zung abhängig. Durch die Überlagerung der Interferogramme der unterschiedlichen Wellenlängen ist nur bei Längendifferenzen *s* von wenigen Mikrometern eine Intensitätsmodulation über wenige Interferenzordnungen vorhanden (vgl. Abbildung 6.5). Die Interferenzmodulation nimmt nach einer Exponentialfunktion ab. Diese lokal begrenzte Modulation kann als Referenzmarke zur Detektion des optischen Gangunterschieds von Null eingesetzt werden. Als Lichtquellen werden auch breitbandige Leuchtdioden mit größerer Kohärenzlänge genutzt [89]. Durch die Intensitätsüberlagerung der Interferenz einer zweiten breitbandigen Leuchtdiode mit einem anderen Wellenlängenbereich entsteht eine zusätzliche sinusförmige wegabhängige Modulation (vgl. Abbildung 6.6). Die effektive Kohärenzlänge wird durch diese Überlagerung stark verkürzt.

Das Heterodyninterferometer ist dadurch gekennzeichnet, dass Mess- und Referenzarm von Licht unterschiedlicher Wellenlängen bzw. Frequenzen durchlaufen werden (vgl. Abbildung 6.3b S. 55). Durch eine polarisationsoptische Strahlteilung gelangen die beiden Wellen in die unterschiedlichen Arme des Interferometers. Am Ausgang des Strahlteilers werden beide Strahlen zusammengeführt und interferieren nach Durchlaufen des Polfilters, der mit 45° zur Polarisationsrichtung beider Wellen steht. Auf den Abtastkopf gelangt das Interferenzsignal mit der



Abbildung 6.6:

Interferogramm eines Homodyninterferometers mit zwei breitbandigen Lichtanteilen mit unterschiedlichen Mittenfrequenzen (z. B. bei Homodyninterferometer mit Leuchtdioden)

Frequenz $f_{\rm ZFm} = f_1 - f_2 \pm f_{\rm m}$. Die Frequenzänderung $\pm f_{\rm m}$ entsteht aus der Messbewegung, wie bei dem Homodyninterferometer. Durch die unterschiedlichen Frequenzen entsteht bei der Interferenz der beiden Wellen eine zusätzliche Differenzfrequenz $f_{\rm ZFr} = f_1 - f_2$. Unter der Voraussetzung $f_{\rm ZFr} > |\pm f_{\rm m}|$ kann aus dem Interferenzsignal auch die Bewegungsrichtung abgeleitet werden. Für die Auswertung ist die separate Erfassung der Differenzfrequenz $f_{\rm ZFr}$ erforderlich.

Homodyn- und Heterodyninterferometer sind signaltheoretisch mit den zwei Empfangsprinzipien für Überlagerungsempfänger der Nachrichtentechnik vergleichbar. Beim Superheterodynempfänger wird eine Lokaloszillatorfrequenz ($\hat{=} f_2$ des Referenzarms) benutzt, die sich leicht von der Frequenz des empfangenen HF-Signals ($\hat{=} f_1 + f_m$ des Messarms) unterscheidet. Mit einem Mischer (=optische Interferenz) wird ein Zwischenfrequenzsignal (ZF-Signal) erzeugt, welches die Differenzfrequenz von der Frequenz des empfangenen HF-Signals und der Lokaloszillatorfrequenz aufweist ($\hat{=} f_{\text{ZFm}} = f_1 - f_2 \pm f_m$). Die anschließende Filterung des ZF-Signals kann mit einem für eine feste Frequenz eingestellten Filter erfolgen. Aus dem heruntergemischten ZF-Signal wird mit einem Phasendemodulator (z. B. Phasendiskriminator, PLL-Schaltung) wieder das niederfrequente Nutzsignal ($\hat{=} \pm f_m$) gewonnen. Beim Homodynverfahren hingegen haben Lokaloszillator und HF-Signal die gleiche Frequenz ($\hat{=} f \pm f_{\rm m}$ bzw. f des Mess- und Referenzarms). Das Empfangssignal wird direkt ohne ein ZF-Signal in das niederfrequente Nutzsignal $(=\pm f_m)$ umgesetzt [492]. Für die Phasendemodulation bei den Heterodyninterferometern können die Produkte $f_{\rm ZFm}f_{\rm ZFr}$ und $f_{\rm ZFm}f_{\rm ZFr}e^{i\pi/2}$ genutzt werden. Für das zweite Produkt wird das Referenzsignal um 90°-phasenverschoben [117]. Nachfolgend kann die Demodulation in gleicher Weise, wie bei den Homodyninterferometern erfolgen. Bei den Heterodyninterferometern treten Interferenzmaxima und -minima auch im Stillstand kontinuierlich auf und erlauben eine permanente Ausregelung von Offset- und Amplitudenabweichungen der Interferenzsignale.

6.2.2 Polarisationsoptisches Homodyninterferometer

Interferometer mit Planspiegelreflektoren sind Voraussetzung zur Realisierung des abbeoffsetfreien Messanordnung. Die NMM-1 arbeitet mit einem polarisationsoptischen Homodyninterferometer, welches am Institut für Prozessmess- und Sensortechnik entwickelt wurde [40, 42]. Mit einem polarisationserhaltenden Lichtwellenleiter wird dem Interferometer das Licht eines frequenzstabilisierten Lasers zugeführt (vgl. Abbildung 6.7). Der kollimierte Strahl besitzt eine zum Teilerwürfel diagonal ausgerichtete Polarisation und gelangt durch den Polarisationsfilter zur polarisierenden Teilerschicht. Das Licht wird zu je 50 % reflektiert bzw. durchgelassen. Beide linear polarisierten Teilstrahlen durchlaufen am Teilerwürfel befestigte $\lambda/4$ -Platten und werden zirkular polarisiert. Die Strahlen werden an den Spiegeln des Mess- und Referenzarms reflektiert. Durch den Phasensprung von 180° ändert sich der Drehsinn der zirkularen Polarisation bei der Reflexion. Nach dem erneuten Durchlaufen der $\lambda/4$ -Platten hat sich die lineare Polarisation der Teilstrahlen um 90° gedreht. Der zuvor an der Teilerschicht reflektierte Teilstrahl durchläuft die Teilerschicht und der andere Teilstrahl wird reflektiert. Beide Teilstrahlen durchdringen eine weitere $\lambda/4$ -Platte. Diese wandelt die linear polarisierten Teilstrahlen in zirkular polarisierte unterschiedlichen Drehsinns um. Bei der Interferenz der Teilstrahlen entsteht ein linear polarisierter Strahl mit einer von dem Gangunterschied abhängigen Polarisationsrichtung. Ursprünglich wurde hinter einer Blende eine Anordnung aus drei polarisationsneutralen Teilerwürfeln und vier Polarisationsfolien und Fotoempfängern eingesetzt, die vier jeweils 90° phasensversetzten Signale für die Inkrementalauswertung erzeugten [40, 42, 168]. Etwa 50% der Strahlleistung wurde ungenutzt in den Polarisationsfolien absorbiert. Später wurde diese Anordnung in allen Maschinen durch eine Kombination aus einem polarisationsneutralen und zwei polarisierenden Teilerwürfeln und vier Fotoempfängern ersetzt [96]. Der polarisierende Teilerwürfel zur Erzeugung der 90°- und 270°-Signale ist um 45° gedreht angeordnet. In dieser Anordnung werden alle Teilstrahlen effektiv genutzt und es steht bei gleicher Lichteingangsleistung an den Fotoempfängern die doppelte Lichtleistung zur Verfügung.

Die meisten kommerziellen Interferometertypen verfügen über mehrere Messstrahlen, die parallel in einem Abstand von mehreren Millimetern auf die Spiegelfläche treffen [6, 353, 520]. Die Messachse des Interferometers liegt dazwischen und kann nur indirekt auf den Abbepunkt ausgerichtet werden [42]. Das polarisationsoptisches Homodyninterferometer misst mit einem Messstrahl, der gleichzeitig die Messachse des Interferometers ist. Die Justage der Messstrahlen der drei Interferometer auf einen gemeinsamen Schnittpunkt erfolgt nach dem Einbau der Messspiegelecke und der Justage der Winkellage der Interferometer. Die Messspiegelecke muss eine Transmission von ca. 4% und einen nicht gebrochenen Strahlverlauf ermöglichen. Diese Teilstrahlen werden auf eine schräg stehende Lochblende ($\emptyset 2 \text{ mm}$) geleitet. Die Flächennormale der Blende steht zu jedem Messstrahl unter einem gleich großen Winkel, damit jeder der drei Strahlen



Abbildung 6.7: Polarisationsoptisches Homodyninterferometer (1 Lichtwellenleiter, 2 Linse, 3 Polarisationsfilter, 4 polarisierender Strahlteiler, 5 λ /4-Platte, 6 drehbare Planparallelplatte, 7 Messspiegel, 8 Referenzspiegel, 9 Auswerteblende, 10 polarisationsneutraler Strahlteiler, 11 Fotoempfänger und 12 Gehäuse)
die Blende durchdringen kann. Im ersten Schritt wird die Blende lateral auf den z-Strahl ausgerichtet. Die Lichtleistung wird hinter der Blende erfasst und durch Justage der Blende maximiert. Die Geometrie des Blendenbauteils gibt die vertikale Position des Abbepunktes vor (28 mm unterhalb der Deckflächen der Zerodursäulen). Die Strahlen des x- und y-Interferometers werden nachfolgend mit den kippbaren Planparallelplatten (vgl. Abbildung 6.7) auf die Blende ausgerichtet (Parallelversatz). Der seitliche Versatz der Messstrahlen zum idealen Strahlschnittpunkt kann so auf einen Wert von $\leq 0,1$ mm reduziert werden [168].

6.2.3 Modifikation des Homodyninterferometers für die NMM-1

Durch Driften und Vibrationen der Resonatorspiegel kommt es am Laser zu Strahlrichtungsänderungen. Diese und andere mechanische Einflüsse würden bei einer direkten Einkopplung des Laserlichtes in den Messaufbau zu Verlagerungen und Kippungen der Teilstrahlen im Interferometer führen. Eine Fasereinkopplung des Laserlichtes in das Interferometer ermöglicht eine räumliche Trennung von Laser und Messanordnung. Durch die Faserkopplung wirken sich die Strahlrichtungsänderungen des Lasers nur als sehr geringe Intensitätsänderungen aus. Weiterhin wird die Justage des Interferometers im Messaufbau wesentlich vereinfacht und der Wärmeeintrag in die Messanordnung reduziert. Bisher wird eine Fasereinkopplung des Laserlichtes in das Interferometer nur für Homodyninterferometer angeboten [353, 432]. Bei Heterodyninterferometern ist eine getrennte Übertragung der beiden linear polarisierten Lichtanteile erforderlich. Bei Übertragung in einem polarisationserhaltenden Lichtwellenleiter kommt es in der Faser zu einer teilweisen Vermischung der beiden Anteile. Im Licht des Mess- und Referenzarms des Interferometers sind dadurch jeweils beide Frequenzen vorhanden, die bei der Interferenzauswertung zu periodischen Nichtlinearitäten des Längenmesssignals führen [215, 515, 516].



Abbildung 6.8: Aufbau der Interferometer der NMM-1: (a) ursprüngliches Interferometer der NMM-1 und (b) Interferometer aus Invar 36[®] (1 Kollimator, 2 Strahlteiler, 3 Messstrahl, 4 Halterung des Referenzspiegels, 5 Justierblende, 6 Auswerteblende, 7 Auswertekombination und 8 Grundplatte)



Abbildung 6.9:

Polarisationsoptisches Homodyninterferometer der NMM-1 auf dem Justiergelenk der x- und y-Achse (1 Lichtwellenleiter, 2 Grundplatte, 3 Justiergelenk, 4 drehbare Planparallelplatte, 5 Halterung des Referenzspiegels, 6 Strahlrichtungsjustierschrauben)

Zur Reduzierung der Messunsicherheit wurden am Interferometer verschiedene Änderungen vorgenommen. Die Referenzspiegel waren ursprünglich an Einkörpergelenken zur Schwingungsanregung mit einem Bimorph befestigt (vgl. Abbildung 6.8a). Diese dienen im Serieninterferometer zur Modulation über eine oder mehrere Interferenzordnungen für Messaufgaben mit langsamer Messwertausgabe. Bei abgeschalteter Schwingungsanregung traten Schwingungen des Referenzspiegels von 1 nm bis 2 nm auf, deren Frequenz im Bereich des Nutzsignals lag. Zunächst wurde das Einkörpergelenk versteift und später überarbeitete Interferometer eingesetzt (vgl. Abbildung 6.9) [373]. Die Halterung des Teilerwürfels und Referenzspiegels wurde als steifes und monolithisches Bauteil aus Invar $36^{(R)}$ ausgeführt (vgl. Abbildung 6.8b). Der Teilerwürfel und Referenzspiegel wurden definiert geklemmt, um Driften und Kriecherscheinungen durch die Kleberschichten zu vermeiden. Untersuchungen der Temperaturabhängigkeit belegen eine Verbesserung von 1,25 µm/K auf ca. 0,07 µm/K [167, 371].

6.2.4 Demodulation der Interferenzsignale

Die Auswertung der Messsignale bei inkrementalen Längenmesssystemen basiert auf der Erfassung der Anzahl und Bruchteile der durchlaufenen Signalperioden ab einem Referenzpunkt. Die Amplituden der beiden um 90° zueinander phasenverschobenen sinusförmigen und offsetfreien Signale $U_{\rm A}$ und $U_{\rm B}$ werden mit Komparatoren diskretisiert. Die beiden digitalen Signale $D_{\rm A}$ und $D_{\rm B}$ (Quadratursignale) werden nachfolgend einem Vor-Rückwärts-Zähler zugeführt. Dieser inkrementiert oder dekrementiert an einem ausgewählten Übergang oder an allen Übergängen entsprechend des Drehsinns im Zustandsgraphen den Zählerstand $N_{\rm cnt}$ (vgl. Abbildung 6.10). Ein Übergang zu einem diagonal liegenden Zustand ist nicht zulässig und führt zu einer fehlerhaften Zählung. Deshalb muss bei der zeitlichen Diskretisierung sichergestellt werden, dass mindestens viermal pro Signalperiode die Messdaten erfasst werden. Durch die Auswertung der Zustandsübergänge könnte eine Auflösung der Demodulationsphase von $\pi/2$ bzw. 90° und eine Wegauflösung von ca. 79 nm für $\lambda/2$ -Interferometer erreicht werden. Zur Verbesserung der Messauflösung wurden früher aus den beiden Signalen $U_{\rm A}$ und $U_{\rm B}$ mit mehreren Spannungsteilern (Netzwerkinterpolator) zusätzliche in gleichmäßigen Abständen phasenverschobene Signale erzeugt und ebenfalls diskretisiert [149]. Die diskretisierten Signale wurden mit zwei Exklusiv-Oder-Gattern (XOR) zu Quadratursignalen verknüpft [119, 479]. Mit dem Faktor, um den die



Zustandgraph, Demodulationsphase und Quadratursignal

Messauflösung erhöht wurde, vergrößerte sich die Frequenz der Quadratursignale. Entsprechend der Teilungsperiode des Maßstabs und der Verarbeitungsgeschwindigkeit der Komparatoren und des Zählers führte dies zu einer Limitierung der Verfahrgeschwindigkeiten. Die Netzwerkinterpolatoren wurden mit der Entwicklung schneller A/D-Wandler durch das arctan-Verfahren zur Ermittlung des Demodulationsphase φ nach Gleichung (6.16) ersetzt (vgl. Abbildung 6.10).

$$\varphi = \arctan\left(\frac{U_{\rm A}}{U_{\rm B}}\right) \tag{6.16}$$

Da die arctan-Funktion nur Werte im Bereich $-\pi/2 \leq \varphi \leq \pi/2$ liefert, müssen entsprechend des Zustandes im Graphen Fallunterscheidungen zur Ermittlung der Demodulationsphase φ getroffen werden. Nach der A/D-Wandlung stehen die Wandlerwerte $D_A \in \mathbb{Z}$ und $D_B \in \mathbb{Z}$ zur Verfügung. Da die Wandler eine Abrundungsfunktion (floor) realisieren, wird zu beiden Wandlerwerten zunächst 0,5 addiert, wodurch gleichzeitig der Sonderfall $D_B = 0$ und die Division durch Null entfällt. Nachfolgend werden die Division, arctan-Berechnung und Fallunterscheidung entsprechend der Gleichungen (6.17) und (6.18) durchgeführt.

$$N_{\text{arctan}} = \text{round} \left(\frac{k_{\text{TF}}}{2\pi} \left(\arctan\left(\frac{D_{\text{A}} + 0.5}{D_{\text{B}} + 0.5} \right) + \frac{3\pi}{2} \right) \right) \quad \text{für} \quad (D_{\text{B}} + 0.5) < 0 \tag{6.17}$$

$$N_{\rm arctan} = \operatorname{round}\left(\frac{k_{\rm TF}}{2\pi} \left(\arctan\left(\frac{D_{\rm A}+0.5}{D_{\rm B}+0.5}\right) + \frac{\pi}{2}\right)\right) \quad \text{für} \quad (D_{\rm B}+0.5) \ge 0 \tag{6.18}$$

Die Realisierung der arctan-Funktion kann mit einer gespeicherten look-up-table oder einer Berechnung in einem Mikroprozessor oder FPGA (CORDIC Algorithmus) erfolgen [490]. Die most significant bits bzw. Vorzeichenbits der A/D-Wandlerwerte D_A und D_B werden dem Vor-Rückwärts-Zähler zugeführt, der einmal pro durchlaufener Periode den Zählerstand N_{cnt} inkrementiert oder dekrementiert. Wurde der Zähler bei gleicher optischer Länge von Mess- und Referenzarm genullt, so kann das Längenmessergebnis $l_m(t)$ nach Gleichung (6.19) aus dem Zählerstand N_{cnt} , der digitalisierten Demodulationsphase N_{arctan} , der Vakuumwellenlänge λ_{vac} , der Brechzahl n(t), dem Teilungsfaktor $k_{\rm TF}$ und dem Interferometerfaktor $k_{\rm IF}$ ermittelt werden. Wird das Interferometer an einer beliebigen Stelle genullt, so sollte eine Korrektur der Totstrecke entsprechend Gleichung (6.38) S. 77 erfolgen. Der eingeklammerte Term wird meist als Summenwert von der Demodulationselektronik als Demodulationswert N(t) ausgegeben.

$$l_{\rm m}(t) = \frac{\lambda_{\rm vac}}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}n(t)}(k_{\rm TF}N_{\rm cnt} + N_{\rm arctan}) = \frac{\lambda_{\rm vac}}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}n(t)}N(t)$$
(6.19)

Zum Anschluss an einen digitalen Encodereingang kann eine Ausgabe als Quadratursignal mit Hilfe eines Pulsgenerators erfolgen. Modernere Systeme lesen den Demodulationswert N(t) als Binärdaten über ein paralleles Speicherinterface für die weitere Verarbeitung aus. In der ersten NMM-1 wurde bereits das arctan-Verfahren mit einer 8 Bit breiten Ausgabe der digitalisierten Demodulationsphase eingesetzt [159]. Eine Periode mit ca. 316 nm wurde in 256 Schritte von jeweils 1,234 nm unterteilt. Die analogen Signale wurden mit 6-Bit-A/D-Wandlern mit einer Frequenz von 10 MHz erfasst. Die Interferenzsignale konnten mit einer maximalen Frequenz von 2,5 MHz detektiert und Bewegungen mit einer maximalen Geschwindigkeit von 790 mm/s gemessen werden.

Durch die Quantisierung mit den A/D-Wandlern und die zusätzlich erforderliche Rundung der arctan-Funktion für die Realisierung als *look-up-table* ergeben sich Demodulationsabweichungen. Die maximalen Abweichungen wurden mit einer Simulation ermittelt und sind in der Abbildung 6.11 dargestellt. Für bereits realisierte oder geplante Kombinationen von A/D-Wandler- und arctan-Registerbreiten wurden die Abweichung mit einem Kreuz markiert und in Tabelle 6.1 angegeben. Das Demodulationsmodul mit den 6-Bit-A/D-Wandlern und dem 8-Bit-arctan-Register erreichte mit den angegebenen Abweichungen bisher nur eine Unsicherheit von u = 1,02 nm. Aufgrund der gestiegenen Anforderungen für den Einsatz der NMM-1 für die Rastersondenmikroskopie wurde eine neue Demodulationselektronik entwickelt (vgl. Abbildungen 6.12a und 6.12b). Mit den 10-Bit-A/D-Wandlern und dem 14-Bit-breiten arctan-Register konnte die Unsicherheit der Demodulation durch Quantisierungs- und Rundungsabweichungen auf u = 52 pm reduziert werden. Mit diesem Modul können die Wandlerwerte der beiden A/D-Wandler parallel zur Demodulation auch direkt ausgelesen und für die Interferenzsignalüberwachung und die Reduzierung der Messunsicherheit durch Ellipsenkorrektur eingesetzt werden.

Zum Nachweis der Demodulationsunsicherheit wurden an den Eingängen der Module verschiedene konstante Spannungen eingespeist und die Unsicherheiten der A/D-Wandlungen und des demodulierten Längenmesswerts ermittelt. Die Messungen wurden mehrfach mit verschiedenen Modulen durchgeführt und über alle Messungen eine mittlere Standardabweichung der



Abbildung 6.11:

Maximale Demodulationsabweichung bei verschiedenen A/D-Wandler- und arctan-Registerbreiten (Umrechnung in Länge für $\lambda/2$ -Interferometer und $\lambda = 632,82 nm$)



Abbildung 6.12: Demodulationsmodul mit 10-Bit-A/D-Wandlern und 14-Bit-arctan-Register der NMM-1: (a) Vorderseite und (b) Rückseite

A/D-Wandlerwerte von 0,602 Digit errechnet. Für die demodulierten Längenmesswerte konnte eine mittlere Standardabweichung von 58,9 pm ermittelt werden. In den Häufigkeitsverteilungen der Längenwerte sind gewisse Vorzugswerte erkennbar. Diese entstehen durch die Quantisierung der A/D-Wandler und die Rundung der arctan-Funktion. Die mittleren Abstände zwischen diesen Vorzugswerten wurden mit einer Simulation ermittelt (vgl. Tabelle 6.1). Diese Abstände entsprechen der nominellen Auflösung der Demodulation. Die Demodulationsmodule mit 10-Bit-A/D-Wandlern und 14-Bit-arctan-Registern sind in allen NMM-1 eingebaut oder nachgerüstet worden. Die NPMM-200 soll mit einer A/D-Wandlerauflösung von 16 Bit und 16-Bit-arctan-Registern arbeiten. Mit zunehmender A/D-Wandlerauflösung weichen die relative Auflösung und das Signal-Rausch-Verhältnis immer mehr voneinander ab (vgl. Tabelle 6.2). Bei höheren relativen Auflösungen spielen die Quantisierungsstufen der A/D-Wandlung bei der Berechnung der Demodulationsabweichungen eine untergeordnete Rolle gegenüber dem Signalrauschen.

Die erreichbare Messauflösung ohne "leere Vergrößerung" ist von dem Rauschen der Interferenzsignale abhängig. Das Signal-Rausch-Verhältnis sollte größer oder gleich dem Signal-Rausch-

A/D-Wand-	arctan-Regis-	maxir	nale	Stand	ard-	mittl	erer
lerbreite	terbreite	Abweichung		unsicherheit		Abstand	
in Bit	in Bit	in mrad	in pm	in mrad	in pm	in mrad	in pm
6	8	34,965	1760,8	20,187	$1016,\! 6$	33,337	$1678,\!8$
8	12	7,016	353,31	4,0507	203,99	7,3038	367,81
10	14	1,7849	89,884	1,0305	$51,\!895$	$2,\!1255$	107,04
12	16	0,43742	22,028	$0,\!25255$	12,718	0,48168	$24,\!257$
14	16	0,14606	7,3552	0,08433	4,2465	$0,\!15259$	7,6843
16	16	0,07190	3,621	0,04151	2,0906	0,11354	5,7179

Tabelle 6.1: Abweichungen und Unsicherheiten der Demodulation der Längenmesswerte durch Quantisierungs- und Rundungsabweichungen für verschiedene A/D-Wandler- und arctan-Registerbreiten (Umrechnung in Länge für $\lambda/2$ -Interferometer und $\lambda = 632,82 nm$)



Abbildung 6.13: (a) Ersatzmodell einer Fotodiode (1 ideale Diode, 2 ideale Stromquelle, R_p Parallelwiderstand und C_j Sperrschichtkapazität), (b) Schaltung für Quasi-Kurzschlussbetrieb und (c) Rauschmodell der OPV-Schaltung [203]

Verhältnis der A/D-Wandler sein. Das Rauschen der detektierten Interferenzsignale ist von der Leistungsstabilität des Lasers sowie den verschiedenen Rauschquellen der Fotoempfänger und -verstärker abhängig [111, 232]. Die einzelnen Photonen des Lichtes bewirken eine Quantisierung des Fotodiodenstroms und führen zu einem Schrot-Rauschen (*shot noise*). Das Schrot-Rauschen der interferierenden Strahlung kann nach Gleichung (6.20) in einen Signal-Rausch-Abstand SNR_{str} für die Strahlung umgerechnet werden [111]. Hierfür sind das plancksche Wirkungsquantum h, die Frequenz des Laserlichts $f = 1/\lambda_{\text{vac}}$, die Strahlleistung P auf dem Empfänger und die Bandbreite B der Empfängerschaltung erforderlich.

$$\text{SNR}_{\text{str}} = 10 \lg \left(\frac{P}{\Delta P}\right) \quad \text{mit} \quad \Delta P = \sqrt{2hfPB}$$
(6.20)

Die Fotoempfänger und -verstärker stellen zusätzliche Rauschquellen dar. Das Rauschen hängt von der Fotoempfängerschaltung und dem genutzten Bereich der Fotodiodenkennlinie ab. Entsprechend des *I-U*-Kennlinienfeldes werden vier Betriebsarten unterschieden [152, 262]. Der Leerlaufbetrieb (Lastwiderstand $R_{\rm L} = \infty$, U > 0, I = 0) und Fotoelementbetrieb ($0 < R_{\rm L} < \infty$, U > 0, I < 0) werden wegen der stark nichtlinearen Kennlinien in der Messtechnik seltener

A/D-Wandler-	relative Auflösung	Signal-Rausch-
breite n in Bit	$(20 \lg (2^n))$ in dB	Verhältnis in dB
6	36,1	- (CXD1172 [436])
8	48,2	47 (TLC5540 [452])
10	60,2	60 (ADS825 [48])
12	72,2	70,5 (ADS5271 [49])
14	84.2	74.3 (ADS6442 [453])
16	96,3	84,3 (ADS5560 [454])

Tabelle 6.2: Relative Auflösung und Signal-Rausch-Verhältnisse von A/D-Wandlern mit Samplingraten von $\geq 10 \text{ MHz}$ (signal-to-noise ratio, SNR)

genutzt. Für den Sperrbetrieb $(0 < R_{\rm L} < \infty, U < 0, I < 0)$ wird die Diode mit einer Spannung in Sperrrichtung vorgespannt. Dadurch verringert sich die Sperrschichtkapazität C_j und ermöglicht den Einsatz für besonders hochfrequente Messaufgaben. Für Präzisionsanwendung ist diese Betriebsart durch den temperaturabhängigen Dunkelstrom und das zusätzlich entstehende Schrot-Rauschen (Quantisierung durch Elementarladung) nicht geeignet [203]. In der Nanomessmaschine werden die Dioden im Quasi-Kurzschluss $(R_{\rm L} = 0, U = 0, I < 0)$ betrieben (vgl. Abbildung 6.13b). In dieser Betriebsart tritt kein Dunkelstrom auf und in der Fotodiode entsteht nur das thermische Rauschen (bzw. Johnson-Rauschen) durch den Parallelwiderstand R_p [203]. Die erforderlichen Verstärkerschaltungen mit Operationsverstärkern sind durch verschiedene Rauschquellen gekennzeichnet. Spezifische Kennwerte des Operationsverstärkers sind das Eingangsspannungsrauschen $u_{\rm N(f)}$ (input voltage noise in nV/ $\sqrt{\rm Hz}$) zwischen den beiden Eingängen und das Eingangsstromrauschen $i_{\rm N+}$ und $i_{\rm N-}$ (input current noise in nA/ $\sqrt{\rm Hz}$) an jedem Eingang. Die Widerstände tragen ein thermisches Rauschen $u_{N,R} = \sqrt{4kTR}$ (bzw. Johnson-Rauschen) bei. Anhand des Rauschmodells der Verstärkerschaltung (vgl. Abbildung 6.13c) können die auftretenden Rauschanteile ermittelt und in auf den Ausgang bezogene Werte umgerechnet werden (vgl. Tabelle 6.3). Zur Ermittlung des Ausgangsrauschens müssen die einzelnen Anteile jeweils quadriert und über die Frequenz integriert werden. Entsprechend der Gleichungen (6.21) können aus den einzelnen Rauschanteilen die Rauschspannung am Ausgang und das Signal-Rausch-Verhältnis ermittelt werden.

$$SNR = 20 \lg \left(\frac{U_S}{U_N}\right) \quad \text{mit} \quad U_N = \sqrt{\sum_{i=1}^6 \int u_i^2 \mathrm{d}f}$$
(6.21)

Der in der Abbildung 6.13c enthaltene Widerstand R_3 , welcher zur Reduzierung der Offsetabweichung der Schaltung durch die Eingangsströme dient, wird häufig zur Eliminierung der Rauschanteile u_2 und u_6 entfernt ($R_3=0$). Je nach Eingangsstrom des Verstärkers resultiert daraus eine temperaturabhängige Offsetabweichung des verstärkten Signals. Zur Reduzierung des Rauschens kann die Kapazität C_2 zu dem Rückkoppelwiderstand R_2 parallel geschalten werden (vgl. Abbildung 6.13b) [152]. Hierdurch werden die Bandbreite des Nutzsignals und zusätzlich das Rauschen begrenzt.

Rauschquelle	Rauschen am Ausgang
$u_{\rm N(f)}$ Eingangsspannungsrauschen	$u_1 = u_{\rm N(f)}G_{\rm noise}$
$i_{\rm N+}$ Eingangsstromrauschen (über R ₃ fliesend)	$u_2 = i_{\rm N+} R_3 G_{\rm noise}$
$i_{\rm N-}$ Eingangsstromrauschen (über R ₂ fliesend)	$u_3 = i_{\rm N-} R_2$
$u_{\rm N,R1}$ thermisches Rauschen von R ₁	$u_4 = \sqrt{4kTR_1}(R_2/R_1)$
$u_{\rm N,R2}$ thermisches Rauschen von R ₂	$u_5 = \sqrt{4kTR_2}$
$u_{\rm N,R3}$ thermisches Rauschen von R ₃	$u_6 = \sqrt{4kTR_3}G_{\text{noise}}$

Nachfolgend werden die Signale der Interferometer mit den Eingangsmodulen des Versorgungs-

Tabelle 6.3: Rauschquellen und Rauschen am Ausgang des Operationsverstärkers [203]



Abbildung 6.14:

Rauschen der Wegmessung in Abhängigkeit vom Signal-Rausch-Verhältnis der A/D-gewandelten Eingangssignale für die Demodulation (Umrechnung in Länge für $\lambda/2$ -Interferometer und $\lambda = 632,82 nm$)

und Auswertungsgeräts weiter verstärkt sowie Offset- und Amplitudenabweichungen ausgeregelt [149]. Hierzu durchlaufen die Signale zwei Operationsverstärkerstufen und einen spannungsgesteuerten Verstärker. Anschließend werden die Signale mit Kabeln zum Demodulationsmodul übertragen und durchlaufen eine weitere Operationsverstärkerstufe. Jede Verstärkerstufe überträgt das Rauschen der vorangegangen Stufen und ist selbst wieder Quelle von Rauschen. Weiterhin entstehen durch die elektromagnetische Interferenz (EMI) bzw. Radiofrequenzinterferenz (RFI) zusätzliche Störungen. Ursachen dieser Störungen können andere elektrische Geräte sowie Funkübertragungen sein. Die Störungen können über elektrische Verbindungen (gemeinsame Widerstände oder Zuleitungen), Überlagerungen durch kapazitive oder induktive Kopplungen (near-field interference) oder durch elektromagnetische Strahlung (far-field interference) eingekoppelt werden [203]. Nach dem Austausch der Demodulationsmodule führte das Rauschen zunächst zu einem Positionsrauschen von ca. 1 nm bis 2 nm. Durch verschiedenste Maßnahmen wie z.B. Einsatz von einzeln geschirmten Verbindungskabeln und Schirmungen, großflächigere Masseführung in den elektronischen Baugruppen sowie Masseverbindungen zu den Gehäuseteilen konnten diese Störungen reduziert werden. Weiterhin war eine Reduzierung der Signalbandbreite der Eingangsmodule auf 100 kHz erforderlich [149].

Zur Ermittlung des Rauschens des demodulierten Wegsignals wird die Gleichung (6.16) S. 61 partiell nach $U_{\rm A}$ und $U_{\rm B}$ abgeleitet (vgl. Gleichung (6.22)) und nachfolgend die beiden Anteile quadratisch summiert (vgl. Gleichungen (6.23) und (6.24)).

$$\frac{\partial\varphi}{\partial U_{\rm A}} = \frac{U_{\rm B}}{(U_{\rm A}^2 + U_{\rm B}^2)} \quad \frac{\partial\varphi}{\partial U_{\rm B}} = \frac{-U_{\rm A}}{U_{\rm A}^2 + U_{\rm B}^2} \quad U_{\rm A,N} = \frac{U_{\rm A,max}}{10^{\rm SNR_{U_{\rm A}}/20}} \quad U_{\rm B,N} = \frac{U_{\rm B,max}}{10^{\rm SNR_{U_{\rm B}}/20}} \quad (6.22)$$

$$\varphi_{\rm N} = \sqrt{\left(\frac{\partial\varphi}{\partial U_{\rm A}}\right)^2 U_{\rm A,N}^2 + \left(\frac{\partial\varphi}{\partial U_{\rm B}}\right)^2 U_{\rm B,N}^2} \tag{6.23}$$

$$\varphi_{\rm N} = \sqrt{\left(\frac{U_{\rm B}}{U_{\rm A}^2 + U_{\rm B}^2}\right)^2 U_{\rm A,N}^2 + \left(\frac{U_{\rm A}}{U_{\rm A}^2 + U_{\rm B}^2}\right)^2 U_{\rm B,N}^2} \tag{6.24}$$

In Abhängigkeit von der Demodulationsphase $\varphi = f(U_A, U_B)$ ergibt sich für das Rauschen



Abbildung 6.15:

Rauschen der Längenmesssignale bei deaktivierten Antriebssystem mit Driften und über das Fundament eingeprägte Schwingungen (Punktdarstellung der Einzelmesswerte, Standardabweichung ohne Drift)

der Demodulationsphase $\varphi_{\rm N}$ eine periodisch wechselnde Abhängigkeit vom Rauschen der beiden Eingangssignale $U_{\rm A,N}$ und $U_{\rm B,N}$. Weisen beide Eingangssignale das gleiche Rauschen auf (SNR_{UA} = SNR_{UB} bzw. $U_{\rm A,N} = U_{\rm B,N}$), so ist das Rauschen der Demodulationsphase $\varphi_{\rm N}$ unabhängig von der Demodulationsphase φ . In der Abbildung 6.14 wurde das Rauschen der Demodulationsphase $\varphi_{\rm N}$ in ein Rauschen des Messweges $s_{\rm N}$ nach Gleichung (6.13) S. 54 umgerechnet und in Abhängigkeit vom Signal-Rausch-Verhältnis der A/D-gewandelten Eingangssignale dargestellt (ohne Quantisierungsabweichungen). Für eine Messauflösung von 0,1 nm sollten die Eingangssignale entsprechend der Abhängigkeit aus Gleichung (6.24) mindestens ein Signal-Rausch-Verhältnis von 54 dB nach der A/D-Wandlung aufweisen.

Aufgrund der Komplexität der Signalverarbeitung und der unbekannten Störgrößen ist eine zusammenhängende theoretische Ermittlung des Rauschens zur Abschätzung der Messunsicherheit nicht sinnvoll. Eine bessere Möglichkeit stellt eine Messung des Rauschens bei deaktiviertem Antriebssystem dar. Dabei können die A/D-Wandlerwerte oder die Längenmesswerte aufgezeichnet werden, welche neben dem Rauschen auch von der Quantisierung beeinflusst werden. In Abbildung 6.15 sind die Längenmessdaten einer solchen Messung für die drei Interferometerachsen der Nanomessmaschine dargestellt. Die Messdaten weisen zusätzlich Messbewegungen durch Driften und über das Fundament eingeprägte Schwingungen auf. Nach der Regression und dem Abzug von Geraden wurden für die x-Achse 0,079 nm, y-Achse 0,094 nm und z-Achse 0,065 nm als Standardabweichungen ermittelt. Die größeren Werte der x- und y-Achse werden von den größeren lateralen Schwingungen verursacht. Das pneumatische Dämpfungssystem weist für die vertikale Richtung eine bessere Isolationswirkung auf. In den Messkurven sind die Vorzugswerte der Quantisierung des Messsignals deutlich erkennbar.

6.2.5 Korrektur von Längenmessabweichungen

6.2.5.1 Periodische Nichtlinearität

Die Demodulation der Interferenzsignale erfordert zwei offsetfreie ($\bar{U}_{\rm A} = \bar{U}_{\rm B} = 0$) Signale gleicher Amplitude ($\hat{U}_{\rm A} = \hat{U}_{\rm B}$) und eine Phasenlage von 90° zwischen den beiden Signalen (Pha-



Abbildung 6.16:

Einzelne Demodulationsabweichungen durch Amplituden-, Offset- und Phasenabweichungen

senabweichung $\alpha = 0$). Die Schaltungen zur automatischen Amplituden- und Offsetregelung der analogen Interferenzsignale beruhen meist auf einer Detektion des Betrags beider Signale oder der Minima und Maxima der einzelnen Signale [101, 149]. Hierzu ist eine Bewegung des Messspiegels oder eine Modulation mit dem Referenzspiegel erforderlich. Die geregelten Ausgangssignale der Eingangsmodule können geringe Amplituden- und Offsetabweichungen und Abweichungen der Phasenlage aufweisen, welche periodische Nichtlinearitäten der demodulierten Längenmesssignale hervorrufen. Während verschiedener Messabläufe wurden bisher vor der A/D-Wandlung maximale relative Offset- und Amplitudenabweichungen von $\leq 3\%$ (bezogen auf die Signalamplitude) ermittelt [168]. Die Abweichungen entstehen durch Bauteiltoleranzen der Eingangsund Demodulationsmodule sowie von der Bewegung abhängige dynamische Abweichungen, die vom Signalregler nur verzögert korrigiert werden. Anhand der Lissajous-Figur eines Oszilloskops konnten die maximalen Phasenabweichungen α (Drehung des schräg stehenden Teilerwürfels der Auswertekombination) bisher auf 1,5° begrenzt werden. Zur Beschreibung der resultierenden Demodulationsabweichungen werden in Gleichung (6.16) S. 61 die beiden Spannungswerte durch sinusförmige Spannungsverläufe in Abhängigkeit von der Phasendifferenz γ zwischen Mess- und Referenzwelle ersetzt.

$$\varphi = \arctan\left(\frac{\hat{U}_{A}\sin\left(\gamma + \alpha\right) + \bar{U}_{A}}{\hat{U}_{B}\cos\left(\gamma\right) + \bar{U}_{B}}\right)$$
(6.25)

Die von den Offsetabweichungen $\Delta \bar{U}_A$ und $\Delta \bar{U}_B$ verursachten Demodulationsabweichungen haben einen offsetfreien und sinusförmigen periodischen Verlauf (vgl. Abbildung 6.16). Die Nulldurchgänge der beiden Abweichungen sind um 90° zueinander verschoben. Die Auswirkungen der Amplitudenabweichungen $\Delta \hat{U}_A$ und $\Delta \hat{U}_B$ besitzen ebenfalls einen sinusförmigen Verlauf mit halber Periode. Die Phasenabweichung α zwischen den beiden Eingangssignalen bewirkt eine sinusförmig verlaufende Abweichung der Demodulationsphase φ . In Abhängigkeit von dem Vorzeichen der Phasenabweichung α sind die Abweichungen der Demodulationsphase φ stets positiv oder negativ ($\alpha \geq 0 \rightarrow \Delta \varphi_5 \geq 0$; $\alpha \leq 0 \rightarrow \Delta \varphi_5 \leq 0$).

Das Demodulationsmodul mit den 10-Bit-A/D-Wandlern erlaubt es, die A/D-Wandlerwerte

zusätzlich auszulesen. Somit können die statischen Abweichungen von Offset, Amplitude und Phase der Interferometersignale kompensiert werden, da diese A/D-gewandelten Messsignale auch zur Demodulation genutzt werden. Mit einer Ellipsenregression werden die Offset-, Amplituden- und Phasenabweichungen ermittelt, welche die A/D-Wandlerwerte während einer Bewegung aufweisen. Der Messwert der Phasenabweichung wird zur Feinjustage des schräg stehenden Auswerteteilerwürfels und der Phasenabweichung α auf $< 0,1^{\circ}$ verwendet. Die Phasenabweichung bleibt bei nachfolgenden Messungen unverändert und führt zu einer Längenmessabweichungen von < 0,088 nm. Die statischen Offset- und Amplitudenabweichungen werden durch Veränderung der Sollwerte der Signalregler des Eingangsmoduls auf ca. $\leq 1\%$ (bezogen auf die Signalamplitude) reduziert. Die Amplituden- und Offsetabweichungen variieren während der nachfolgenden Messungen und könnten nur durch eine kontinuierlich laufende Korrektur vermieden werden. Die Regression einer Ellipse und rechentechnische Korrektur der beiden sinusförmigen Signale auf einen offsetfreien Kreis wird als Heydemann-Korrektur bezeichnet [176]. Die Korrektur beruht auf der Ellipsengleichung (6.26), deren Koeffizienten A, B, C, D, E durch direkte oder rekursive Schätzung mit der Methode der kleinsten Quadrate aus einer Vielzahl von A/D-Wandlerwerten $D_{\rm A}$ und $D_{\rm B}$ ermittelt werden.

$$AD_{\rm A}^2 + BD_{\rm B}^2 + CD_{\rm A}D_{\rm B} + DD_{\rm A} + ED_{\rm B} = 1$$
(6.26)

Die Güte der Schätzung ist von der Anzahl der Stützstellen und dem Rauschen der beiden Eingangssignale abhängig [488]. Je größer das Rauschen der Eingangssignale ist, umso größer muss der Beobachtungsumfang der Schätzung gewählt werden. Aus den Koeffizienten können die Parameter der Ellipse: die Phasenabweichung α , das Radienverhältnis r, der Radius R, der Offset p des Signals D_A und der Offset q des Signals D_B berechnet werden. Diese Parameter werden genutzt, um korrigierte Signale $D_{A,c}$ und $D_{B,c}$ entsprechend der Gleichungen (6.29) zu berechnen [176]. Diese können anschließend mit der arctan-Funktion demoduliert werden (vgl. Gleichungen (6.17) und (6.18) S. 61).

$$\alpha = \arcsin\left(\frac{C}{\sqrt{4AB}}\right) \quad r = \sqrt{B/A} \quad R = \frac{\sqrt{4B(1 + Ap^2 + Bq^2 + Cpq)}}{5AB - C^2} \tag{6.27}$$

$$p = \frac{2BD - EC}{C^2 - 4AB} \quad q = \frac{2AE - DC}{C^2 - 4AB} \tag{6.28}$$

$$D_{\rm A,c} = D_{\rm A} - p \quad D_{\rm B,c} = \frac{(D_{\rm A} - p)\sin\alpha + r(D_{\rm B} - q)}{\cos\alpha}$$
 (6.29)

Die Ellipsenregression und -korrektur wurde mit verschiedensten Ansätzen realisiert und untersucht [25, 70, 71, 184, 240, 340, 498, 517]. Häufig wird die Korrektur, wegen fehlender Eingriffsmöglichkeiten in die Messgeräteelektronik oder fehlender Rechenleistung, nachträglich durchgeführt. Die periodischen Nichtlinearitäten treten bei allen inkrementalen Messsystemen auf [102].

Für das mit Interferometern erweiterte Rasterkraftmikroskop Veritekt C der PTB [41, 336] wurde auf der Basis einer DSP-Karte mit 16-Bit-A/D-Wandlern eine Ellipsenkorrektur- und Demodulationssoftware entwickelt. Vor der eigentlichen Messung wird eine direkte Ellipsenregression durchgeführt und nachfolgend während der Messung mit den zuvor ermittelten Parametern



Abbildung 6.17: Demodulation und Korrektur von konstanten Nichtlinearitäten mit einer Korrekturfunktion oder -tabelle (1 A/D-Wandler, 2 Vor-Rückwärts-Zähler, 3 Latch, 4 Multiplikation mit Teilungsfaktor $k_{\rm TF}$, 5 arctan-Berechnung, 6 Korrekturfunktion oder -tabelle $k(N_{\rm arctan})$)

die Ellipsenkorrektur nach den Gleichungen (6.29) rechentechnisch mit einer Frequenz von 20 kHz durchgeführt. Parameteränderungen während der Messung bleiben unberücksichtigt [78].

Für die in [116] und [117] beschriebenen Korrekturverfahren werden ebenfalls vor der Messung die Interferenzsignale mit A/D-Wandlern eingelesen und eine direkte Ellipsenregression durchgeführt. Die ermittelten Parameter der Offset-, Amplituden- und Phasenabweichungen werden zur Ausgabe von analogen Spannungen mit D/A-Wandlern genutzt. Die Signale von Homodyninterferometern werden mit analogen Multiplizierschaltkreisen mit dem ausgegebenen Amplitudenwert multipliziert und der Offsetwert addiert [116]. Bei Heterodyninterferometern wird zunächst ein analoges Quadratursignal erzeugt und anschließend neben den Offset- und Amplitudenabweichungen auch zusätzlich die Phase zwischen den analogen Spannungssignalen korrigiert [117].

Die periodischen Nichtlinearitäten der Messsysteme können durch Erzeugung einer langsamen definierten Änderung der optischen Weglänge des Messarms aus den Längenmesswerten ermittelt werden. Hierzu werden elektro-optische Modulatoren, seitliche Verschiebungen von Keilplatten, Küvetten mit veränderlicher Gasfüllung und seitliche Auszugsleitungen eingesetzt [128, 408]. Weiterhin werden verschiedenste Antriebe zur definierten Bewegung des Messspiegels (z. B. Längenänderung beim Abkühlen eines Körpers, Piezoaktoren mit kapazitiver Wegmessung) genutzt.

Die periodischen Nichtlinearitäten können auch während einer schnellen Bewegung mit konstanter Geschwindigkeit ermittelt werden [413]. Die Abweichungen werden aus einer linearen Regression über die Längenmesswerte des Interferometers ermittelt. Die wegabhängigen Differenzen zwischen den Längenmesswerten und der Regressionsgerade werden als Funktion oder Tabelle zur Korrektur verwendet. Liegen Längenmesswerte eines Referenzmessystems oder der Geschwindigkeitsverlauf vor, so können die Bewegungen auch mit veränderlicher Geschwindigkeit durchgeführt werden. Ein solches Verfahren zur Korrektur der Messwerte von Heterodyninterferometern wird in Geräten von der Agilent Technologies Inc. eingesetzt [374, 375, 376, 404]. Nach der Erkennung einer Messbewegung (Geschwindigkeitserkennung) werden über einen Block von 320 Messpunkten (Samplingfrequenz 312,5 kHz) mit zwei Regressionen zwei Nichtlinearitätsparameter ermittelt (Amplitude V und Phase der Nichtlinearität θ). Die Parameter werden zur Korrektur des nachfolgenden Datenblockes (ca. 1 ms) der Demodulationsphasen φ mit einer einfachen Korrekturfunktion $k(\varphi) = -V \sin(-2\pi(\varphi - \theta))$ genutzt [374].

Eine Korrekturfunktion oder -tabelle kann durch Ellipsenregression aus den A/D-Wandlerwer-



Abbildung 6.18: Demodulation und Korrektur von veränderlichen Nichtlinearitäten mit einer rekursiven Ellipsenregression (1 A/D-Wandler, 2 Vor-Rückwärts-Zähler, 3 Latch, 4 Multiplikation mit Teilungsfaktor $k_{\rm TF}$, 5 arctan-Berechnung, 6 Ellipsenkorrektur, 7 rekursive Ellipsenregression)

ten ermittelt werden. Hierzu ist eine beliebige Bewegung erforderlich, bei der eine Signalperiode vollständig durchlaufen wird. Aus den errechneten Ellipsenparametern werden die korrigierten Signale errechnet. Diese und die unkorrigierten Signale werden jeweils mit der arctan-Funktion demoduliert und die Differenz zwischen den beiden Demodulationsphasen bzw. Demodulationswerten als Korrekturfunktion $k(N_{arctan})$ ermittelt. Diese Korrekturfunktion oder -tabelle $k(N_{arctan})$ kann nachfolgend zur Korrektur der Längenmesswerte eingesetzt werden (vgl. Abbildung 6.17).

Das Verfahren aus [414] kann neben der Korrektur der Offset-, Amplituden- und Phasenabweichungen auch die zweite Oberwelle der Signale korrigieren und somit verbleibende Verzerrungen durch nichtlineare Übertragungskennlinien der Fotoempfängersignalverarbeitung kompensieren. Die Korrekturen werden durch eine sukzessive Anpassung der Korrekturwerte erreicht.

Für eine Kalibriereinrichtung für Rasterkraftmikroskope wurde ein rekursiver Algorithmus zur Ellipsenregression auf der Basis des modifizierten Gram-Schmidt-Verfahrens entwickelt [240, 488]. Gegenüber der direkten Regression ermöglicht die rekursive Regression eine gute Parameternachführung und erfordert einen geringeren Rechenaufwand und weniger Speicherplatz. In Abhängigkeit von den Bewegungen muss die Schätzung zugelassen und der Wichtungsfaktor (Vergessensfaktor) angepasst werden. Die Parameter der Offset-, Amplituden- und Phasenabweichungen werden zur Echtzeitberechnung der korrigierten Signale $D_{A,c}$ und $D_{B,c}$ genutzt (vgl. Abbildung 6.18). Diese werden in eine korrigierte Demodulationsphase $N_{arctan,c}$ umgerechnet und aus der Differenz zur unkorrigierten digitalen Demodulationsphase N_{arctan} eine eventuelle erforderliche Zählerkorrektur ermittelt. Dieser Algorithmus wurde in der NMM-1 umgesetzt und untersucht. Untersuchungen zeigten, dass die bereits durchgeführte Offlinekorrektur der Phase und die Veränderung der Sollwerte der Signalregler die Nichtlinearitäten auf ein zufriedenstellendes Maß reduzieren [325].

6.2.5.2 Luftbrechzahl

Die Demodulation des Längenmessergebnisses erfolgt entsprechend der Gleichung (6.19) S. 61, welche aus der Gleichung (6.14) S. 54 für die Intensitätsmodulation am Homodyninterferometer abgeleitet wurde. Die Wellenlänge λ ist von der Vakuumwellenlänge λ_{vac} und den Brechzahlen *n* der vom Mess- und Referenzstrahl durchlaufenen Medien abhängig. Da sich die Brechzahl n = f(s) räumlich ändern kann, müsste zur Bestimmung des Messergebnisses der Kehrwert der Brechzahl über den zurückgelegten Weg s des Strahls integriert werden.

$$\lambda = \frac{\lambda_{\text{vac}}}{n} \quad \text{bzw.} \quad \lambda = \lambda_{\text{vac}} \int \frac{1}{n(s)} \mathrm{d}s \tag{6.30}$$

Diese Integration muss vom Ort der Strahlteilung des Interferometers beginnend bis zum Reflektor im Mess- und Referenzarm erfolgen. Deshalb werden Mess- und Referenzarme von Interferometern meist optisch identisch ausgeführt (gleiche Glas- und Luftstrecken), um Unterschiede der optischen Weglänge bei gleichen geometrischen Weglängen auszuschließen.

Die Brechzahl der Luft kann aus den gemessenen Umweltparametern (Lufttemperatur, Luftdruck, Luftfeuchte und CO₂-Gehalt) mit einer empirischen Gleichung für die Brechzahl oder interferometrisch bestimmt werden. Die Bestimmung mit einer empirischen Gleichung erfordert eine sehr genaue Messung der Umweltparameter und setzt eine sehr hohe räumliche Konstanz der Parameter voraus. Gleichungen für die Luftbrechzahl wurden basierend auf verschiedenen Messungen veröffentlicht bzw. deren Koeffizienten korrigiert [26, 28, 27, 29, 30, 66, 278, 355, 367, 377, 440]. Die von Bengt Edlén 1966 publizierte Gleichung beruht auf der internationalen praktischen Temperaturskala von 1948 IPTS-48 [109]. Die internationale Temperaturskala von 1990 ITS-90 weist bei 20°C eine Temperatur
differenz von $\vartheta_{90} - \vartheta_{48} = -0,012\,\mathrm{K}$ zur IPTS-48 auf. Dies führte zu relativen Brechzahlabweichungen von $1,1 \cdot 10^{-8}$ und erforderte eine Anpassung der Koeffizienten der Edlén-Gleichung. Der Einfluss des CO₂-Gehalts wurde genauer analysiert und die globale Zunahme des CO₂-Gehalts von 300 ppm auf 400 ppm (0,04%) berücksichtigt [27, 30]. Weiterhin wurde die Umrechnung der relativen Luftfeuchte in einen Wasserdampfpartialdruck der aktualisierten Gleichung des BIPM (Bureau International des Poids et Measures) für den Sättigungswasserdampfpartialdruck p_{sv} angepasst [85]. Die empirischen Gleichungen beruhen auf Messungen mit interferometrischen Refraktometern. Die aktuellen Gleichungen weisen eine Standardunsicherheit der Formel von $1 \cdot 10^{-8}$ auf und sind meist nur für Laborbedingungen gültig [27, 30, 377]. Einen größeren Geltungsbereich weist die in [66] angegebene Gleichung auf. Entsprechend der Angaben aus [27] eignet sich die parametrische Ermittlung für Längenmessungen mit relativen Abweichungen bis $1 \cdot 10^{-7}$. Genauere Messungen sollten mit einer interferometrischen Brechzahlbestimmung oder im Vakuum durchgeführt werden.

Die parametrische Brechzahlbestimmung in der NMM-1 wurde zunächst nur mit Messwerten für Luftdruck und -temperatur (p und ϑ) durchgeführt (vgl. Gleichung (B.1) S. 193). Die Lufttemperaturen ϑ der x-, y- und z-Achse werden mit einzelnen Sensoren (Pt 100) in der Nähe der Messstrahlen der Interferometer gemessen. Der Luftdrucksensor der NMM-1 war ursprünglich in der Interferometereinheit des Versorgungs- und Auswertungsgerät integriert. Die Lüfter zur Kühlung der Elektronik verursachten Luftdruckschwankungen und Messabweichungen. Der Sensor wurde deshalb in den mechanischen und optischen Grundaufbau integriert. Der Berechnungswert des Wasserdampfpartialdrucks p_v konnte bei Bedarf angepasst werden und war auf 1150 Pa voreingestellt. Zwischenzeitlich wurde die Berechnung des Wasserdampfpartialdruckes p_v mit der Magnusformel aus der relativen Luftfeuchte RH (voreingestellter Wert 50%) und der aktuellen Temperatur ϑ durchgeführt, um die Temperaturabhängigkeit des Wasserdampfpartialdruckes besser zu berücksichtigen (vgl. Gleichung (B.2) S. 193). Die in [127] beschriebene Umweltmesskarte mit vier Temperaturmesskanälen (Platinwiderstandsthermometer Pt 100 1/3 DIN Klasse B [295]) und einer erhöhten Messauflösung von 1 mK, einer Luftdruckmessung (Absolutdrucksensor PDCR 4000 Messbereich 1 bar [104]) sowie einer Messung der relativen Luftfeuchte (Feuchtesensor SHT75 [427]) wurde in die NMM-1 integriert und ermöglicht nun die Korrektur des Feuchteeinflusses. Die Messobjekttemperatur wird mit dem vierten Temperaturmesskanal erfasst. Für die Berechnung der Temperaturmesswerte aus den Widerstandswerten sind bei dieser Umweltmesskarte quadratische Kennlinien vorgesehen. Die Koeffizienten beruhten bisher auf einer quadratischen Approximation der inversen Widerstandskennlinie eines Pt 100 für einen Temperaturbereich von 0°C bis 178°C [18]. Zur Verbesserung der Messunsicherheit wurden die Koeffizienten für den Temperaturbereich 0°C bis 50°C approximiert, wodurch sich die maximale Abweichung zur inversen Kennlinie von $-9\,\mathrm{mK}$ auf $-0.3\,\mathrm{mK}$ reduzierte (vgl. Abbildung D.1 S. 198). Die Koeffizienten werden nach Gleichung (D.3) S. 197 mit dem gemessenen Widerstandswert R_0 der Eispunktkalibrierung verknüpft. Aufgrund des geringen Einflusses und der hohen Verlustleistung von 2,4 W des Sensors wurde bisher auf eine Messung des CO₂-Gehalts für die Korrektur verzichtet (vgl. Abschnitt 11.2 S. 148) [90].

Die Brechzahlberechnung in der NMM-1 beruht auf den Gleichungen (6a) bis (10) aus [30] und wird nur nach der Aktualisierung eines Umweltmesswerts durchgeführt. Zunächst wird aus der relativen Luftfeuchte RH und der Temperatur der Wasserdampfpartialdruck p_v nach Gleichung (B.3) S. 193 aus dem Sättigungswasserdampfpartialdruck p_{sv} errechnet [30, 85]. Die Korrektur mit den Messwerten für Luftdruck und -temperatur (p und ϑ) erfolgt entsprechend der Gleichung (B.4) S. 194. Nachfolgend wird die Brechzahl mit einem angegebenen Wert für den CO_2 -Gehalt x (voreingestellter Wert 300 ppm) und den berechneten Wasserdampfpartialdruck p_v nach den Gleichungen (B.5) und (B.6) S. 194 korrigiert. Eine adaptive rekursive Filterung der Luftbrechzahl minimiert die Längenmesswertsprünge, welche durch die Auflösung der Umweltmessung entstehen.

Inhomogene räumliche Temperaturverteilungen führen zu Abweichungen bei der parametrischen Brechzahlbestimmung. Die Homogenitäten können durch geeignete Schirmungs- und Isolationsmaßnahmen verbessert werden. Häufig reichen hierzu einfache Rohre oder Abdeckungen, um Luftturbulenzen im Mess- und Referenzarm zu verhindern [130]. Weiterhin kann durch Schirmungen mit sehr großer Wärmekapazität eine Dämpfung der Temperaturschwankungen erreicht werden. Durch Einhausungen werden zusätzlich kurzzeitige Änderungen der Luftfeuchtigkeit gedämpft. Der Luftdruck wird neben den langfristigen Wetterschwankungen durch Wind, Schall und Druckschwankungen beim Öffnen und Schließen von Türen und Fenstern beeinflusst. Diese kurzzeitigen Änderungen werden mit der parametrischen Brechzahlbestimmung nicht erfasst.

Die interferometrische Brechzahlmessung gestattet eine synchrone Erfassung des Längenmessund Brechzahlwerts, da eine identische Messsignalerfassung erfolgt. Die Refraktometer beruhen auf Interferometeranordnungen bei denen Mess- und Referenzstrahlen auf den selben fixierten Spiegel treffen und Strecken unterschiedlicher Brechzahl durchlaufen. Diese Methode eignet sich zur Messung von kurzzeitigen Brechzahländerungen und erfasst die Brechzahl integral über die Messstrahllänge des Refraktometers. Bis auf die Mess- und Referenzstrecken sollten beiden Arme identische optische Wege aufweisen (z. B. Strahlteilung mit Köstersprismen, Ausgleichsplatten). Bei absolut messenden Refraktometern wird der Referenzstrahl durch eine evakuierbare Küvette geführt (vgl. Abbildung 6.19a). Aus dem Demodulationswert vor und nach dem Evakuieren und der Länge der Küvette l_1 kann die Luftbrechzahl ermittelt werden. Nach der Evakuierung erfasst das System nur die Änderungen der Luftbrechzahl. Die Anordnung nach Abbildung 6.19b mit zwei getrennt evakuierbaren Küvetten wurde bevorzugt zur Ermittlung der empirischen Gleichung für die parametrische Brechzahlbestimmung eingesetzt [26, 29, 367]. Während eine der Küvetten evakuiert wurde, konnte die zweite mit der zu untersuchenden Luft mit unterschiedlichen Temperaturen, Drücken, Feuchten und Zusammensetzungen gefüllt werden. Bei der Evakuierung bzw. Belüftung können sich die Fenster der Küvetten und die Küvetten selbst deformieren, wodurch Messabweichungen entstehen. Dauerhaft evakuierte und verschlossene Küvetten erlauben nur die Erfassung von Brechzahländerungen (vgl. Abbildung 6.19c) [6, 520]. Die Brechzahl kann auch mit einer dauerhaft evakuierten Küvette ermittelt werden, wenn diese eine Variation der Küvettenlänge erlaubt [478]. Dies wird durch eine quer zum Referenzstrahl verschiebbare trapezförmige Küvette erreicht (vgl. Abbildung 6.19d). Die Brechzahl wird mit zwei Messungen bei zwei verschiedenen Küvettenlängen ermittelt und nach Gleichung (6.31) aus den kalibrierten Küvettenlängen l_1 und l_2 und der Differenz der beiden Demodulationswerte $\Delta N(0) = N(0, l_2) - N(0, l_1)$ berechnet [478]. Die nachfolgenden Messungen bei der Küvettenlänge l_2 dienen zur Brechzahlbestimmung nach Gleichung (6.32).

$$n(0) = 1 + \frac{\lambda_{\text{vac}}}{k_{\text{TF}}k_{\text{IF}}(l_2 - l_1)} \Delta N(0)$$
(6.31)

$$n(t) = n(0) + \Delta n(t) = n(0) + \frac{\lambda_{\text{vac}}}{k_{\text{TF}}k_{\text{IF}}l_2}(N(t) - N(0, l_2))$$
(6.32)

Ein weiterer Aufbau mit veränderlicher Küvettenlänge besteht aus zwei miteinander verbunde-



Abbildung 6.19: Interferenzoptische Refraktometer: (a) absolut messendes Refraktometer mit evakuierbarer Küvette, (b) Refraktometer mit getrennt evakuierbaren Küvetten, (c) wavelength tracker mit permanent evakuierter Küvette und (d) Refraktometer mit trapezförmiger Küvette (1 modifiziertes Köstersprisma zur Strahlteilung, 2 Messspiegel, 3 evakuierbare Küvette, 4 permanent evakuierte Küvette, 5 Messstrahl)



Abbildung 6.20: Refraktometer mit veränderlicher Küvettenlänge: (a) Interferometer zur Brechzahlmessung und (b) Interferometer zur Messung der Verschiebung des Fensters (1 Tripelspiegel, 2 Luft, 3 Vakuum, 4 verschiebbares Fenster, 5 festes Fenster und 6 Spiegel) [133]

nen Vakuumbälgen [133]. Am Ende des einen Balgs wurde eine ebene Glasplatte als optisches Fenster und Spiegel befestigt. Der zweite Balg dient zum Kraft- und Volumenausgleich bei Verschiebung des einen Fensters. Bei dem Interferometer zur Brechzahlbestimmung werden Messund Referenzarm getrennt durch die Luft- und Vakuumstrecke geführt (vgl. Abbildung 6.20a). Das zweite Interferometer dient zur Erfassung der Verschiebung $\Delta l = l_2 - l_1$ des einen Fensters (vgl. Abbildung 6.20b). Für die Brechzahlmessung mit dieser Anordnung wird eine Messunsicherheit von $5 \cdot 10^{-9}$ angegeben.

Die bisher aufgeführten Methoden können die Brechzahl nur neben dem Messstrahl des Längenmessinterferometers bestimmen. Bei großen Messlängen können durch räumliche Inhomogenitäten große Messabweichungen entstehen. Mit piezoelektrischen Sendern und Empfängern, welche am Interferometer und Messspiegel befestigt sind, kann mit kurzzeitigen Signalen (50 kHz und 3 Perioden) eine Laufzeitmessung des Schalls in der Interferometermessstrecke erfolgen [231]. Da die Temperaturabhängigkeit der Schallgeschwindigkeit ca. 2000 mal höher als die Temperaturabhängigkeit der Brechzahl ist, kann mit der Laufzeitmessung eine ausreichende Messunsicherheit für die Temperaturmessung in der Messstrecke erreicht werden. Die Schallgeschwindigkeit wird aus dem Weg, berechnet aus dem aktuellen Demodulationswert des Interferometers und der Brechzahl der vorangegangen Messung, und der Laufzeit bestimmt. Für die erste Messung wird ein parametrisch ermittelter Brechzahlwert genutzt. Dieser Temperaturmesswert dient zusammen mit Messwerten für den Luftdruck, die Luftfeuchte und den CO₂-Gehalt zur parametrischen Brechzahlermittlung. Für kurze Messstrecken unter 1 m führen Reflexionen des Schalls zu einer Verschlechterung der Temperaturmessung. In [231] wurde eine Unsicherheit für die Brechzahlbestimmung von $2,6 \cdot 10^{-8}$ angegeben.

Eine Alternative stellt die interferometrische Längenmessung mit mehreren Wellenlängen dar [253, 514]. Grundlage hierfür ist die Wellenlängenabhängigkeit der Brechzahl [27, 30, 109]. Als Lichtquelle wird ein frequenzverdoppelter YAG-Laser eingesetzt, da die Wellenlängen $\lambda_1 =$ 532 nm und $\lambda_2 = 1064$ nm sich nur korreliert ändern und so die Messunsicherheit reduziert werden kann. Die beiden Wellenlängen durchlaufen auf den selben Wegen die Interferometeranordnung und werden nachfolgend mit einem dichroitischen Strahlteiler für die Auswertung getrennt. Aus den beiden Demodulationswerten kann die Messlänge berechnet werden. Die Messunsicherheit wird durch die zusätzliche Wellenlängenabhängigkeit des Feuchteeinflusses auf die Brechzahl begrenzt und erfordert eine zusätzliche Messung der Luftfeuchte. In [253] wird als erreichbare relative Längenmessunsicherheit $2 \cdot 10^{-7}$ angegeben. Das von der PTB entwickelte absolut messende Interferometer mit frequenzstabilisierten Wellenlängen von 532 nm, 633 nm und 780 nm erlaubt durch die Längenmessung eines Endmaßes im Vakuum und unter atmosphärischen Bedingungen eine sehr exakte Brechzahlbestimmung [337, 377]. Dieses System diente zur Ermittlung der empirischen Brechzahlgleichung in [30], die in der NMM-1 eingesetzt wird.

Bei inkrementalen Messsystemen muss der Zähler der Demodulationseinheit zu Beginn der Messung zu Null gesetzt werden. Meist steht der Messspiegel des Interferometers dabei an einer beliebigen Position. Bei ungleichen Wegen im Mess- und Referenzarm variiert durch Brechzahländerungen die Wellenlänge und der Demodulationswert N(t), obwohl sich Mess- und Referenzspiegel nicht verschoben haben. Die Umrechnung des Ausgabewerts N(t) in einen Längenwert muss die Totstrecke l_t , die Wegdifferenz zwischen Mess- und Referenzarm bei Nullen des Zählers, berücksichtigen (vgl. Abbildung 6.21). Die Berechnung der Messlänge l_m kann entsprechend der Gleichung (6.19) S. 61 aus dem Gesamtdemodulationswert $N_g(t)$ erfolgen, wenn der Zähler bei gleicher Länge b von Mess- und Referenzarm genullt wurde. Geht man von einer beliebigen Position zum Nullen des Zählers aus, so kann die Längendifferenz $l_g(t)$ zwischen Mess- und Referenzarm in die Totstrecke l_t und die Messlänge $l_m(t)$ unterteilt werden. Beiden Teilstrecken kann ein Teil des Demodulationswerts $N_g(t)$ zugeordnet werden.

$$l_{\rm g}(t) = l_{\rm m}(t) + l_{\rm t} = \frac{N_{\rm g}(t)\lambda_{\rm vac}(t)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}n(t)} = \frac{(N_{\rm m}(t) + N_{\rm t}(t))\lambda_{\rm vac}(t)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}n(t)}$$
(6.33)

Die Gleichung (6.33) wird nach der Messlänge $l_{\rm m}(t)$ umgestellt (vgl. Gleichung (6.34)).

$$l_{\rm m}(t) = \frac{(N_{\rm m}(t) + N_{\rm t}(t))\,\lambda_{\rm vac}(t)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}n(t)} - l_{\rm t} \tag{6.34}$$

Für den Zeitpunkt t = 0 ist die Messlänge $l_{\rm m}(0)$ und der Demodulationswert $N_{\rm m}(0)$ gleich Null und führt zur Gleichung (6.35).

$$l_{\rm g}(0) = l_{\rm t} = \frac{N_{\rm t}(0)\lambda_{\rm vac}(0)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}n(0)}$$
(6.35)

Der Teildemodulationswert $N_{\rm t}(t)$ wird durch die Summe des Werts beim Nullen $N_{\rm t}(0)$ und den nachfolgenden Änderungen $\Delta N_{\rm t}(t)$, verursacht durch Wellenlängenänderungen, ersetzt.

$$l_{\rm m}(t) = \frac{(N_{\rm m}(t) + N_{\rm t}(0) + \Delta N_{\rm t}(t)) \lambda_{\rm vac}(t)}{k_{\rm TF} k_{\rm IF} n(t)} - l_{\rm t}$$
(6.36)



Abbildung 6.21: Interferometer mit Totstrecke: Messspiegelposition beim 1 Nullen des Zählers ($N_{cnt} = 0$ zum Zeitpunkt t = 0) sowie an einer 2 ersten und 3 zweiten Messposition (4 Referenzspiegel) Der Demodulationsbaustein erfasst nach dem Nullen nur die Summe $N(t) = N_{\rm m}(t) + \Delta N_{\rm t}(t)$, welche die Messbewegungen und die umweltbedingte und frequenzstabilitätsbedingte Änderungen der Wellenlänge von Mess- und Totstrecke wiederspiegeln. Durch Einsetzen der nach $N_{\rm t}(0)$ umgestellten Gleichung (6.35) erhält man die folgende Gleichung für die Messlänge.

$$l_{\rm m}(t) = \frac{\lambda_{\rm vac}(t)}{k_{\rm TF} k_{\rm IF} n(t)} N(t) + \left(\frac{n(0)\lambda_{\rm vac}(t)}{n(t)\lambda_{\rm vac}(0)} - 1\right) l_{\rm t} = k_1(t)N(t) + k_0(t)$$
(6.37)

Durch eine Substitution kann die Messlängenberechnung auf eine lineare Funktion mit zwei Koeffizienten reduziert werden. Die Koeffizienten $k_0(t)$ und $k_1(t)$ werden nur nach einer Änderung der Umweltmesswerte neu ermittelt. In die Berechnung gehen die Totstrecke l_t , die Brechzahl n(0)beim Nullen des Zählers, die aktuelle Brechzahl n(t), die Vakuumwellenlänge $\lambda_{\text{vac}}(t)$, der Interferometerfaktor k_{IF} und der Teilungsfaktor k_{TF} ein. Da beim Nullen die digitalisierte Demodulationsphase N_{arctan} unbeeinflusst bleibt, muss der Demodulationswert N(0) gleich nach dem Nullen gelesen und nachfolgend immer als Offsetwert vom gelesenen Demodulationswert N(t)abgezogen werden (vgl. Gleichung (6.38)).

$$l_{\rm m}(t) = \frac{\lambda_{\rm vac}(t)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}n(t)} (N(t) - N(0)) + \left(\frac{n(0)\lambda_{\rm vac}(t)}{n(t)\lambda_{\rm vac}(0)} - 1\right) l_{\rm t} = k_1(t)(N(t) - N(0)) + k_0(t) \quad (6.38)$$

Für die meisten Interferometer kann die Vakuumwellenlänge als konstant angesehen ($\lambda_{vac}(0) = \lambda_{vac}(t) = \lambda_{vac}$) und die Gleichung vereinfacht werden. In der Nanomessmaschine werden die Messdaten nach Gleichung (6.38) in Echtzeit ermittelt und nach der Messung zu einem Messergebnis zusammengefasst. Für eine einfache Differenzmessung zwischen zwei Messspiegelpositionen kann der Differenzwert entsprechend der Gleichung (6.39) berechnet werden ($\lambda = \lambda_{vac}/n$).

$$l_{\rm d} = l_{\rm m}(t_2) - l_{\rm m}(t_1) = \frac{\lambda(t_2)(N(t_2) - N(0)) - \lambda(t_1)(N(t_1) - N(0))}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}} + \frac{\lambda(t_2) - \lambda(t_1)}{\lambda(0)}l_{\rm t} \quad (6.39)$$

6.2.6 Referenzmarken

Das Nullen der Zähler der NMM-1 erfolgt an einem definierten Punkt im Messvolumen. Dieser Punkt wird durch Referenzmarken vorgegeben, an denen die Totstrecken bekannt sind. Die Werte der Totstrecken l_t können nachfolgend für die Messwertberechnung genutzt werden. Als Referenzmarken werden in der NMM-1 die elektrischen Endlagenschalter in negativer Bewegungsrichtung genutzt. Die Endlagenschalter sind an den jeweiligen Achsen der seriellen Kinematik angeordnet und weisen Driften der Referenzpositionen von bis zu 0,1 mm auf. Aus Versuchen zum wiederholten Anfahren der Referenzpositionen mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/s wurde nach Abzug der Driften eine Standardabweichung von < 1 µm ermittelt. Diese setzt sich aus der Unsicherheit der Schaltposition und der durch die Samplingfrequenz begrenzten Auflösung während der Bewegung ($\Delta s = v/f_s = 1 \text{ mm/s}/6,25 \text{ kHz} = 160 \text{ nm}$) zusammen.

Als Referenzmarken können absolut messende Längenmesssysteme oder Positionssensoren genutzt werden. Für eine hohe Reproduzierbarkeit und geringe Drift der Referenzposition müssen die Sensoren am Metrologierahmen befestigt sein und direkt an der Spiegelecke mit geringem Abbeoffset zur Interferometermessachse messen. Diese Systeme dürfen den Bewegungsbereich weder



Abbildung 6.22: Konfokalsensor (1 Messspiegel, 2 Fokussierlinse, 3 Kollimatorlinse, 4 LWL-Stecker, 5 LWL mit Y-Koppler, 6 Laserlichtquelle und 7 Empfänger)

in Messrichtung noch quer dazu einschränken. Lichtschranken in Kombination mit Schlitzblenden erlauben nur eine Bewegung in der Ebene der Blende (zweiachsig). Zur Vermeidung von mechanischen Rückwirkungen sollten berührungslose Messverfahren wie z. B. kapazitive Sensoren [479], Deflexionsmesssysteme [479], Fasersensoren [451], Fokussensoren oder Konfokalsensoren eingesetzt werden. Diese Sensoren können nur in einem kleinen Bereich am Anfang des Messbereichs der NMM messen. In der NPMM-200 kommen Konfokalsensoren mit Faserkopplung, wie in Abbildung 6.22 dargestellt, zum Einsatz. Die Intensitätskurve wird bei der Referenzfahrt aufgenommen und für den Bereich oberhalb eines Schwellwerts die Position des Schwerpunktes errechnet (vgl. Abbildung 2.10 S. 15). An dieser Position werden die Zähler dann genullt.

Zusätzlich muss die Unsicherheit der Messung der Totstreckenlänge an der Referenzposition berücksichtigt werden. Die Bestimmung der Totstrecke aus den geometrischen Abmessungen der Bauteile ist mit einer großen Unsicherheit behaftet. Die exakteste Totstreckenmessung kann nur interferometrisch mit der selben optischen Anordnung und Strahlung mit mehreren Wellenlängen erfolgen. Bei unterschiedlicher Mess- und Referenzarmlänge muss eine interferometrische Absolutmessung mit unterschiedlichen Wellenlängen erfolgen. Hierfür wäre eine aufwendige Lichteinkopplung in das Interferometer sowie eine wellenlängenselektive Interferenzsignalauswertung erforderlich. Weißlichtinterferenzen können nur bei gleicher Länge von Mess- und Referenzarm eingesetzt werden.

Eine Positionsreferenz mit einer Unsicherheit im Nanometer- oder Subnanometerbereich ist nur sinnvoll, wenn nach der Aktivierung (Einschalten des Regelungs- und Positioniersystems, Referenzfahrt und Nullen der Interferometer) der NMM wieder die gleichen absoluten Positionen, wie vor der Deaktivierung (Ausschalten des Regelungs- und Positioniersystems) erforderlich sind. Eine Deaktivierung im Fehlerfall führt zum Verlust des exakten Bezuges. Durch Verschiebung oder Entnahme des Tastsystems oder des Messobjekts geht der Bezug zwischen Tastsystem und Messobjekt ebenfalls verloren. Nach dem Wechsel des Tastsystems sind auf der Spiegelecke oder dem Messobjekt Artefakte erforderlich, mit deren Vermessung der Bezug wieder hergestellt werden kann. Bei Verschiebung des Messobjekts auf der Messobjekte oder dem Austausch des Messobjekts müssen sich die Artefakte auf dem Messobjekt befinden.

Kapitel 7

Winkelmesssysteme

Die Messunsicherheiten der Längenmessungen mit den NPMM werden auch von den rotatorischen Führungsabweichungen beeinflusst. Die Messunsicherheit kann durch eine Ausregelung der Winkelabweichungen oder numerische Korrektur mit Winkelmesswerten reduziert werden. Hierfür ist eine optische Winkelmessung mit einer Winkelauflösung < 1'' erforderlich. Nachfolgend werden die Autokollimatoren der NMM-1 und deren Kalibrierung sowie weitere Systeme zur Winkelmessung an der Messspiegelecke beschrieben.

7.1 Aufbau und Funktionsweise der Autokollimatoren

Die optische Winkelmessung der drei rotatorischen Abweichungen an der Messspiegelecke war bereits in der ersten NMM-1 enthalten [168]. Die Sensoren arbeiten nach dem Prinzip des Autokollimationsfernrohres. Konventionelle Autokollimatoren konnten aufgrund der großen Brennweiten und Baugrößen sowie der langsamen Messwertausgabe nicht eingesetzt werden. Die Verkürzung der Brennweite und die Verkleinerung des Sensors waren nur wegen der wesentlich besseren Messauflösung der Quadrantendioden gegenüber Lateraleffektdioden, CCD-Zeilen oder -kameras möglich [178, 479]. Bei Quadrantendioden werden die Ströme der vier Fotodioden getrennt erfasst (vgl. Abbildung 7.1). Die Ströme sind von der Position des Strahls, dessen Geometrie und Intensitätsverteilung abhängig. Die lateralen Positionen s_x und s_y können nach der Kalibrierung der Koeffizienten k_x und k_y mit den Gleichungen (7.1) aus den Strömen berechnet werden.

$$s_{\rm x} = k_{\rm x} \left(\frac{(I_{\rm A} + I_{\rm B}) - (I_{\rm C} + I_{\rm D})}{I_{\rm A} + I_{\rm B} + I_{\rm C} + I_{\rm D}} \right) \quad s_{\rm y} = k_{\rm y} \left(\frac{(I_{\rm A} + I_{\rm D}) - (I_{\rm B} + I_{\rm C})}{I_{\rm A} + I_{\rm B} + I_{\rm C} + I_{\rm D}} \right)$$
(7.1)

Fällt der Strahl vollständig auf eine Diode, so ist dies das Messbereichsende in beiden Kipprichtungen. Je kleiner der Strahl ist, umso kleiner ist auch der Messbereich. Jedoch erhöht sich mit der Reduzierung des Strahldurchmessers auch die Empfindlichkeit. Die lateralen Positionen s_x und s_y können mit der Brennweite f in die Winkelwerte α_x und α_y umgerechnet werden.

$$\alpha_{\rm x} = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{s_{\rm x}}{f}\right) \quad \alpha_{\rm y} = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{s_{\rm y}}{f}\right) \tag{7.2}$$



Abbildung 7.1:

Anordnung der Empfangsdioden einer Quadrantendiode (b Trennstegbreite)

Bei den ursprünglichen Sensoren wurde das Licht der Laserdiode mit einem Austrittsfenster von ca. $0,3 \,\mu\text{m} \times 1 \,\mu\text{m}$ von der konvexen Linse kollimiert, am Messspiegel und Strahlteiler reflektiert und auf die Quadrantendiode fokussiert (vgl. Abbildung 7.2a). Durch eine Blende im Messstrahl wurden Beugungsringe auf der Quadrantendiode erzeugt. Ohne diese Blende würde das Licht in der Messbereichsmitte vollständig auf die inaktiven Trennstege zwischen den sensiblen Quadranten abgebildet. Der Beugungsring erster Ordnung war hauptsächlich für die Messsignalentstehung verantwortlich [168]. Außerhalb der Messbereichsmitte war zusätzlich das Hauptmaximum wirksam und rief eine große Nichtlinearität hervor [372]. Die elliptische Intensitätsverteilung der Laserdiodenstrahlung verursachte unterschiedliche Empfindlichkeiten in beiden Kipprichtungen. Die Verlustleistung der Laserdiode von ca. 0,5 W wurde im Messaufbau in Wärme umgesetzt.

Bei einer Überarbeitung des Sensors wurde die Beleuchtung geändert, die nun mit einem Lichtwellenleiter mit einem Kerndurchmesser von 62,5 µm erfolgt (vgl. Abbildung 7.2b). Mit dem Entfernen der Blende vergrößerte sich der Durchmesser des Messstrahls auf ca. 18 mm. Zur Vermeidung von Speckle wurde eine breitbandige Leuchtdiode mit einer mittleren Wellenlängen von 840 nm am anderen Ende des Multimodelichtwellenleiters eingesetzt. Die Faserkopplung erlaubt eine räumliche Trennung der Leuchtdiode (Verlustleistung ca. 0,2 W) von der Messanordnung [308]. Der größere Lichtfleck auf der Quadrantendiode verschlechterte die Empfindlichkeit um den Faktor 2,5 und vergrößerte den Messbereich auf ca. $\pm 25''$. Aufgrund der kreisförmigen Strahlaustrittsöffnung aus der Faser ist die Empfindlichkeit für beide Messrichtungen gleich. Die Trennstege zwischen den Quadranten rufen durch den größeren Lichtfleck eine geringere Nichtlinearität der Kennlinie hervor. In einem Messbereich von $\pm 10''$ traten in der alten Anordnung maximale Abweichungen von einer kubischen Approximation von 0,4'' auf [168]. Die aus einer Simulation ermittelten Abweichungen von 0,0011" der neuen Anordnung liegen im Bereich der Standard- und Linearitätsabweichungen von 1 bis 2 Digit der 16-Bit-A/D-Wandler, mit denen die Signale in der NMM-1 erfasst werden. Aus der relativen A/D-Wandlerauflösung 2^{16} , dem Messbereich und der Brennweite $f = 40 \,\mathrm{mm}$ ergibt sich eine Winkelauflösung von $\Delta \alpha = 0,00076''$. Die mechanische Stabilität und Temperaturabhängigkeit wurden durch eine modifizierte Konstruktion und geänderte Justage verbessert [352, 373]. Zuerst wird die Linse axial mit einem Feingewinde zur festen Quadrantendiode justiert. Dies erfolgt mit Hilfe einer zusätzlichen kol-



Abbildung 7.2: Prinzip der Autokollimatoren der NMM-1: Varianten mit (a) Laserdiode und
(b) Lichtwellenleiter (1 Laserdiode, 2 Lichtwellenleiter, 3 Teilerwürfel, 4 Linse, 5 Blende, 6 Umlenkspiegel, 7 Messspiegel und 8 Quadrantendiode)

limierten Lichtquelle, deren Strahlrichtung moduliert wird. Bei der maximalen Modulation der Winkelsignale befindet sich der Empfänger im Brennpunkt der Linse, wobei der Lichtfleck den kleinsten Durchmesser und der Sensor die höchste Empfindlichkeit aufweist. Nachfolgend wird die eigene Beleuchtung des Sensors aktiviert und der austretende Strahl durch die axiale Verschiebung des Lichtwellenleiters mit einem Feingewinde kollimiert. Abschließend wird der Nullpunkt des Sensors bzw. die Quadrantendiode lateral zur optischen Achse ausgerichtet.

Aufgrund der um den Faktor 0,1 geringeren Lichtleistung bei der Beleuchtung mit einem LWL wurde die elektrische Signalverarbeitung der Quadrantendiode modifiziert. Die Spannungsmessung über dem Lastwiderstand mit einem Spannungsverstärker (Elementbetrieb) wurde durch einen Strom-Spannungs-Wandler (Quasi-Kurzschlussbetrieb, vgl. Abbildung 6.13b S. 64) ersetzt [168, 373]. Diese Betriebsart ermöglicht eine höhere Ausgangsspannung und Linearität der Einzelsignale der Quadrantendiode. Die Einzelsignale werden mit OPV-Schaltungen in die zwei Differenzsignale und das Summensignal gewandelt und die beiden Differenzsignale nachfolgend mit dem Summensignal normiert (vgl. Gleichung (7.1) S. 79). Die Auswertekarte wurde um eine LED mit Fasersteckverbinder und Stromregelung erweitert [269, 308].

7.2 Kalibrierung der Autokollimatoren

Für die Kalibrierung wurde die in [168] vorgestellte Anordnung weiterentwickelt (vgl. Abbildung 7.3). Die Winkellage der einseitig verspiegelten Planparallelplatte wird von dem Referenzgerät durch die Glasplatte hindurch an der inneren Seite der Verspiegelungsschicht gemessen. Das Prüflingsgerät misst an der äußeren Seite der Verspiegelung. Durch diese Anordnung werden zusätzliche Abweichungen durch Ausdehnungen und Deformationen zwischen den zwei spiegelnden Flächen minimiert. Die Planplatte kann durch zwei Linearaktoren und eine Kugel als Drehpunkt in zwei Richtungen gekippt werden. Als Aktoren wurden zunächst zwei piezoelektrische Trägheitsantriebe eingesetzt, welche durch ihren großen Bewegungsbereich einen sehr großen Kippbereich ermöglichten. Später wurden diese Antriebe durch piezoelektrische Stapelaktoren ersetzt, um eine bessere Feinfühligkeit zu erreichen [373]. Während der Kalibrierung wird der Spiegel schrittweise gekippt und in jeder Winkelstellung die Messwerte beider Autokollimatoren ausgelesen [168, 473]. Als Referenzgerät wurde der Autokollimator Elcomat HR von Möller Wedel mit einer Messauflösung von 0,005" in den Messaufbau integriert. Die Messunsicherheit für die Kalibrierung der Winkelsensoren konnte auf einen Wert von 0,08" verbessert werden [373].

Bei der Kalibrierung mehrerer Sensoren zeigten sich auffällige Unterschiede der Empfindlichkeit und Unsicherheit der Kalibrierung. Eine wesentliche Ursache hierfür ist der Messspiegel



Abbildung 7.3:

Kalibrieranordnung für Winkelsensoren (1 Autokollimator (Prüfling), 2 Autokollimator (Referenz), 3 kippbare Planspiegelplatte, 4 Piezoaktor und 5 Kugel als Drehpunkt) und der aus Platzgründen erforderliche Umlenkspiegel für den Messstrahl (vgl. Abbildung 7.2b). Ebenheitsabweichungen und daraus resultierende Gradienten der Oberflächen führen zu unterschiedlichen Reflexionswinkeln innerhalb des Messstrahls. Die Abweichungen des Umlenkspiegels beeinflussen den Strahlengang zweifach und rufen somit gegenüber dem Messspiegel größere Abweichungen hervor. Der fokussierte Spot auf der Quadrantendiode wird durch diese Abweichungen deformiert und verursacht Kennlinienabweichungen. Die Ebenheitsabweichungen des Umlenkspiegels sind auf die Güte des Spiegels und zusätzliche Deformationen bei dessen Befestigung zurückzuführen [373]. Die Oberflächenabweichungen der Plastikgehäuse der Quadrantendioden und die resultierende ungleichmäßige Brechung an der Eintrittsfläche und Fokussierung verursacht weitere Abweichungen [157, 158]. In der NPMM-200 werden Quadrantendioden (SPOT-4DMI) mit einem Metallgehäuse und Glasfenster eingesetzt. Die Autokollimatoren mit einer 62,5 µm-Faser und einer Linse mit einer Brennweite von 35 mm werden ohne einen Umlenkspiegel als Winkelreferenz für die interferometrische Winkelmessung genutzt.

7.3 Interferometer mit integriertem Autokollimator

Die Winkelmessung kann auch mit dem reflektierten Interferometermessstrahl erfolgen. Die Anordnung des Homodyninterferometers (vgl. Abbildung 6.7 S. 58) kann durch einen zusätzlichen polarisationsneutralen Strahlteiler zwischen dem polarisierenden Hauptstrahlteiler und der $\lambda/4$ -Platte im Messarm erweitert werden (vgl. Abbildung 7.4) [120]. Die zweimalige Strahlteilung bewirkt eine Reduzierung der Lichtleistung des Messstrahls für die interferometrische Längenmessung. Ein zusätzlicher polarisierender Strahlteiler in dem abgelenkten Strahl zur Winkelmessung dient zur Unterdrückung von Störinterferenzen und kann gleichzeitig zur Umlenkung des Strahls genutzt werden. Nachfolgend wird der Strahl mit einer Linse auf eine Quadrantendiode fokussiert. Entsprechend der Charakteristik der Gauß-Strahlung muss der Lichtfleck auf der Quadrantendiode durch eine Fokussierlinse mit großer Brennweite abgebildet werden. Für einen Strahldurchmesser von 4 µm am Lichtwellenleiter und eine Brennweite von 11 mm der Kollimatorlinse f_1 ist eine Brennweite der Fokussierlinse f_2 von ca. 172 mm erforderlich, um einen Strahldurchmesser von 62,5 µm auf der Quadrantendiode wie bei dem Autokollimator zu erreichen [111]. Entsprechend des Brennweitenverhältnisses reduziert sich der Winkelmessbereich auf ca. $\pm 5,8''$. Die Verwendung des monochromatischen Lichtes birgt die Gefahr, dass Störinterfe-



Abbildung 7.4:

Interferometer mit integriertem Autokollimator (1 Lichtwellenleiter, 2 Kollimatorlinse, 3 Polarisationsfilter, 4 polarisierender Strahlteiler, 5 polarisationsneutraler Strahlteiler, 6 λ /4-Platte, 7 Messspiegel, 8 Referenzspiegel, 9 Fokussierlinse, 10 Quadrantendiode) renzen eine periodische Nichtlinearität in den Winkelmesssignalen hervorrufen. Weiterhin gehen wegen des kleinen Messstrahldurchmessers (ca. 2 mm) kurzwellige Ebenheitsabweichungen des Messspiegels wesentlich stärker in das Winkelmessergebnis ein.

7.4 Interferometrische Winkelmessung

Bei der Anwendung der interferometrischen Längenmessung zur Winkelmessung wird die Wegdifferenz h aus zwei Wegmesswerten ermittelt und mit dem Abstand zwischen den beiden parallelen Messachsen in einen Winkelwert umgerechnet. In Abbildung 7.5a ist das Messprinzip für eine Interferometeranordnung mit einem großen Planspiegelreflektor für den unverkippten Ausgangszustand und einen verkippten Zustand dargestellt. Das im Abschnitt 6.2.2 bereits dargestellte polarisationsoptische Homodyninterferometer mit Planspiegelreflektor erlaubt nur eine maximale Verkippung des Spiegels α von ca. 1'. Da die Strahlen ohne Abstandsänderung in sich reflektiert werden, kann für die Berechnung die arctan-Funktion genutzt werden (Tangenslineal).

$$\alpha = \arctan\left(h/a\right) \tag{7.3}$$

Bei größeren Kippwinkeln muss der Planspiegelreflektor durch kippinvariante Reflektoren ersetzt werden. In Abbildung 7.5b ist das Messprinzip für eine Interferometeranordnung mit zwei Tripelreflektoren dargestellt. Die beiden Tripelreflektoren sind fest in einem Abstand a miteinander verbunden. Die Strahlen der Interferometer treffen in dem gleichen Abstand auf die Tripelreflektoren. In unverkippter Lage haben die reflektierten Strahlen auch wieder den gleichen Abstand. Mit zunehmenden Kippwinkel verkleinert sich der Abstand c zwischen den reflektierten Strahlen. Somit verkürzt sich auch der Abstand der effektiven Messachsen ((a+c)/2). Für die Berechnung des Kippwinkels muss entsprechend die arcsin-Funktion genutzt werden (Sinuslineal).

$$\alpha = \arcsin\left(h/a\right) \tag{7.4}$$

Die Messauflösung des Winkels ist von dem Abstand *a* und der Wegauflösung der Interferometeranordnung abhängig. Für einen Abstand von 30 mm und eine Wegmessauflösung von 0,1 nm ergibt sich eine Winkelauflösung von 0,00069", die etwa der Auflösung des Autokollimators entspricht. Bei großen Positionsänderungen muss die Parallelität der beiden Messstrahlen ge-



Abbildung 7.5:

Prinzip des Tangens- und Sinuslineals:
(a) Tangenslineal - Winkelinterferometer mit großem Planspiegelreflektor und
(b) Sinuslineal - Winkelinterferometer mit fest verbundenen Tripelreflektoren

währleistet werden, da sich sonst über den Längenmessbereich der Abstand der Strahlen ändert und zu einer Variation der Empfindlichkeit führt.

Da es sich bei den Interferometern um inkremental messende Systeme handelt, muss die unbekannte Anfangswegdifferenz h_0 und der Anfangswinkel α_0 beim Nullen beachtet werden (vgl. Anhang C S. 195). Aus der Gleichung (C.1) oder (C.8) kann der Einfluss des Anfangswinkels auf den Winkelmesswert ermittelt werden. Mit der Funktionsbegrenzung des Winkels auf 1' ergibt sich ein größter Sensitivitätskoeffizient nach Gleichung (C.7) S. 195 von 8,461 · 10⁻⁸. Für diesen geringen Messbereich muss der unbekannte Anfangswinkel α_0 zur Berechnung des Winkelwertes nicht genutzt werden und das Nullen des Interferometersystems zur Winkelmessung ist somit in beliebiger Winkellage möglich.

Die Wegdifferenzmessung kann bei Interferometern in zwei verschiedenen Varianten erfolgen. Die erste Möglichkeit besteht in der Längenmessung mit zwei einzelnen Längenmessinterferometern (vgl. Abbildung 7.6a) und der rechentechnischen Ermittlung der Wegdifferenz. Da mit jedem der beiden Interferometer auch die Längenänderungen erfasst werden, stehen neben dem Winkelmesswert zusätzlich zwei Längenmesswerte zur Verfügung. Im Messunsicherheitsbudget der Winkelmessung muss die Unsicherheit der Signaldemodulation doppelt berücksichtigt werden. Werden zusätzlich zwei getrennte Lichtquellen genutzt, so ist die Frequenzstabilität der beiden Lichtquellen als unkorreliert zu betrachten und muss jeweils über die gesamte Messlänge berücksichtigt werden. Bei der Aufspaltung aus einer Lichtquelle muss die Frequenzstabilität nur für die Wegdifferenz h zwischen beiden Armen berücksichtigt werden.

Die interferometrische Winkelmessung kann auch durch die optische Differenzmessung zwischen Mess- und Referenzarm mit einem Winkelinterferometer erfolgen. Mess- und Referenzarm des Interferometers müssen hierfür parallel ausgerichtet sein und beide vom Messspiegel reflektiert werden (vgl. Abbildung 7.6b). Das Messunsicherheitsbudget muss für die Frequenzstabilität nur die Differenzlänge zwischen Mess- und Referenzarm berücksichtigen. Beim Winkelinterferometer ist nur eine Auswertekombination zur Messsignalerfassung erforderlich, welche jedoch nur den Winkelwert zur Verfügung stellt. Für den Aufbau der NPMM-200 sind für die Winkelmessung einzelne Interferometer mit gemeinsamer Lichtquelle sowie Autokollimatoren als Winkelreferenz und zusätzlich zum Messen vorgesehen.



Abbildung 7.6: Interferenzoptische Winkelmessung mit Planspiegelreflektor mit (a) zwei einzelnen Längenmessinterferometern oder (b) einem Winkelinterferometer (1 Laserlichteinkopplung, 2 Teilerwürfel, 3 Umlenkprisma, 4 Messspiegel, 5 Interferenzsignalauswertung, 6 Referenzspiegel)

Kapitel 8

Gerätekoordinatensystem

Die Oberflächen- und Koordinatenmessungen sind nur unter Bezug auf ein Koordinatensystem möglich. In der Koordinatenmesstechnik wird am häufigsten das kartesische Koordinatensystem eingesetzt, in dem die Koordinatenachsen orthogonale Vektoren mit einer konstanten und einheitlichen Längeneinteilung entlang der Vektoren sind [294]. Kugelförmige und rotationssymetrische Objekte lassen sich mit Systemen mit gekrümmten Koordinatenlinien wie dem Zylinder- oder Kugelkoordinatensystem einfacher darstellen [294, 329, 484]. Das Koordinatensystem des Messgeräts (Gerätekoordinatensystem) wird meist durch die Bauart der einzelnen Achsen vorgegeben. Dies kann durch die Art der Bewegung (Linear- oder Drehbewegung) sowie der Messung (Längenoder Winkelmessung) festgelegt sein. Die Teilung entlang der Koordinatenachsen wird durch die Längen- oder Winkelmessung realisiert. Die Achsen selbst werden durch Linearführungen und Referenzflächen oder Drehachsen definiert. Nachfolgend wird die Realisierung des Gerätekoordinatensystem mittels der Messspiegelecken in den NPMM, die Herstellung und Vermessung der Spiegelflächen der Messspiegelecken sowie die Korrektur der Topografie- und Winkelabweichungen dargestellt.

8.1 Messspiegelecken

Bei Koordinatenmessgeräten werden vorzugsweise Linearantriebe und Längenmesssysteme sowie ein kartesisches Koordinatensystem verwendet. Bei Geräten mit Seriellkinematik (vgl. Abschnitt 5.1.2 S. 39) und serieller Anordnung der Längenmesssysteme werden die Koordinatenachsen und deren Winkel zueinander durch die Führungsachsen definiert. Die translatorischen Führungsabweichungen verursachen Messabweichungen in den jeweils orthogonalen Bewegungsachsen. Diese hängen von der Güte der Führungen ab und liegen im Mikrometerbereich. Der Einfluss der systematischen rotatorischen und translatorischen Führungsabweichungen wird bei Koordinatenmessgeräten durch Kalibrierung reduziert [139]. Zufällige Führungsabweichungen können jedoch nicht kompensiert werden.

Für geringere Messunsicherheiten ist eine dreidimensionale Längenmessung an der in allen drei Achsen beweglichen Plattform erforderlich. Eine solche Messanordnung wird als Parallelmetrologie bezeichnet [333]. Bei einer Parallelmetrologie beeinflussen die translatorischen Führungsabweichungen der einzelnen Führungsachsen nicht das Messergebnis. Für eine Parallelmetrologie müssen die Längenmesssysteme neben der Messbewegung auch Querbewegungen erlauben. Bei dreiachsigen Messanordnungen mit Interferometern für Planspiegelreflektoren oder kapazitiven Längenmesssystemen wird das Koordinatensystem durch drei Flächen und deren Winkel zueinander definiert [333, 495]. Die Größe der Spiegelflächen (Interferometer) oder metallischen Flächen (kapazitive Messsysteme) wird durch die Messbereiche der orthogonalen Messachsen sowie die Kontaktfläche der Messsysteme vorgegeben. In den Geräten werden einzelne Spiegelplatten, Winkelspiegel oder Spiegelecken eingesetzt. Die Winkel zwischen den Spiegelflächen bestimmen die Orthogonalität des Koordinatensystems und müssen eine sehr hohe Langzeitstabilität aufweisen. Deshalb werden als Träger der Spiegelflächen oft monolithische Strukturen eingesetzt. Die Messspiegelecke der NMM-1 besteht aus einer großen Spiegelplatte ($75 \text{ mm} \times 75 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$) mit zwei kleineren seitlich angesprengten Spiegelplatten ($40 \text{ mm} \times 40 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$, vgl. Abbildung 8.1a). Bei eingeprägten Impulsen (z. B. von einem fallenden Messobjekt) kann sich diese Verbindung jedoch lösen. Bei den ersten Maschinen wurden Spiegelecken aus dem Glas BK7 oder synthetischen Quarzglas SQ1 eingesetzt, die später zur Verbesserung der Messunsicherheiten durch baugleiche Spiegelecken aus Zerodur ersetzt wurden. Die Topografien und Winkelabweichungen der Spiegelecken wurden vom Hersteller mit einem Fizeau-Interferometer, in von der Einbaulage der Messspiegelecke abweichenden Lagen, vermessen. Die Deformationen durch die unterschiedlichen Lagen wurden mit FEM-Analysen untersucht [216]. Die errechneten Deformationsunterschiede zwischen den Lagen führen zu maximalen Topografieabweichungen von 0,3 nm und Winkelabweichungen von 0.03''. Die Messspiegelecke wurde an den vier Eckpunkten der großen Spiegelplatte jeweils auf Flächen von $8 \text{ mm} \times 8 \text{ mm}$ aufgelegt und an drei dieser Punkte mit Bügeln geklemmt. Diese überbestimmte Befestigung kann zu zusätzlichen Deformationen der Spiegelflächen und zu Abweichungen der Winkellagen zwischen den Spiegelflächen führen.

Mit der Integration der Gewichtskraftkompensation (vgl. Abschnitt 5.3 S. 46) wurde die Spiegelecke und deren Befestigung geändert [373]. Die Messspiegelecke wurde monolithisch mit drei Befestigungsbohrungen am Rand der z-Spiegelplatte mit gleichen Abstand zum Massenschwerpunkt ausgeführt. An jeder Befestigungsbohrung wurde eine kurze Kugelführung mit vier Zylinderstiften realisiert (vgl. Abbildung 8.2). Jeweils zwei Zugfedern sorgen für eine Abhebesicherung und Vorspannung. Die Führungsrichtungen sind auf den Masseschwerpunkt und in einem



Abbildung 8.1: Messspiegelecken der NMM-1: (a) Bauform aus drei einzelnen Spiegelplatten und (b) monolithische Bauform (1 x-Spiegelfläche, 2 y-Spiegelfläche und 3 z-Spiegelplatte)



Abbildung 8.2:

Einzelnes Lager der monolithischen Spiegelecke (1 Befestigungsmutter, 2 Federelement, 3 Gewinde zur Befestigung des Messobjekts, 4 Spiegelecke, 5 Zylinderstift (4 Stück), 6 Kugel und 7 Zugfeder (2 Stück))

Winkel von 120° zueinander ausgerichtet. Das obere Teil ist jeweils einzeln mit der Spiegelecke fest verschraubt. Unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten der Spiegelecke und der in den drei Achsen beweglichen Plattform des Positioniersystems können durch die Lagerung ausgeglichen werden. Am oberen Teil befindet sich eine Gewindebohrung zur Befestigung des Messobjekts. Das Messobjekt sollte jeweils auf einer ringförmigen Fläche (z. B. dünne Unterlegscheiben) auf der Zerodurplatte um die drei Befestigungsbohrungen herum aufliegen. Die Gewichtskraft wird so senkrecht in die Spiegelauflage übertragen und verursacht bei schweren Messobjekten keine zusätzlichen Deformationen der Spiegelecke. Die inneren Flächen können bei der monolithischen Spiegelecke nicht poliert werden. Für die Justage des Schnittpunktes der Interferometerstrahlen wurden nachträglich dünne runde Planplatten aus Zerodur auf die drei Flächen aufgeklebt.

Beide Bauformen der Spiegelecke limitieren mit den seitlichen Spiegelplatten die maximale Messobjektgröße und Abmessungen der Tastsysteme. Um den vollständigen Messbereich nutzen zu können, darf das Tastsystem bis zu einer Höhe von ca. 18 mm über dem Antastpunkt und in Richtung der beiden Spiegelplatten vom Antastpunkt aus nicht breiter als 20 mm sein. Ein Verzicht auf diese seitlich erhöhten Spiegel würde eine abbeoffsetfreie Messung verhindern. Für die NPMM-200 mit einem geplanten Messbereich von 200 mm ×200 mm ×25 mm stellt die entwickelte Spiegelplatte mit den Abmessungen von 310 mm ×310 mm ×50 mm einen Kompromiss dar (vgl. Abbildung 8.3). Die Unterseite und zwei Stirnflächen der Platte sind poliert und verspiegelt und dienen als Messspiegel der Interferometer. Diese Anordnung erlaubt nur Messungen mit Antastung des Messobjekts oberhalb des Abbepunktes. Die Winkelregelung um die x- und y-Achse reduziert die auftretenden Winkeländerungen und die Messabweichungen erster Ordnung. Da die verbleibenden Winkelabweichungen gemessen werden, könnten diese Werte zusammen mit dem Abbeoffset zur Korrektur der Längenmesswerte der x- und y-Achse genutzt werden. In



Abbildung 8.3:

Spiegelplatte der Nanomessmaschine NPMM-200 (1 Befestigungsbohrungen, 2 Justageöffnung, 3 Öffnung für Messungen im Abbepunkt, Spiegelfläche der 4 x- und 5 y-Achse, 6 Messstrahlen während der Justage des Abbepunktes und 7 Abbepunkt) die Spiegelplatte wurden an der Oberseite Ausfräsungen zur Gewichtsreduktion eingebracht. Eine größere nahezu kreisrunde Öffnung (\emptyset 140 mm, Tiefe 35 mm) zwischen den Auflagepunkten (vgl. 3 in Abbildung 8.3) wurde zur Aufnahme von kleineren Messobjekten vorgesehen. Diese können mit dem Tastsystem im Abbepunkt vermessen werden. Das Tastsystem muss nach der Aktivierung und Referenzfahrt mit einer Verstelleinrichtung auf diesen Punkt automatisch abgesenkt werden können. Da sich während der Messung diese Tastsystemposition nicht mehr ändern darf, muss das Tastsystem in dieser Position fest an den Metrologierahmen geklemmt werden. Bei größeren auf der Oberseite der Spiegelplatte gelagerten Messobjekten erlaubt die Verstelleinrichtung den Abbeoffset auf einen minimalen Wert entsprechend der Messobjekthöhe zu reduzieren. Für die Justage des Schnittpunktes der Interferometerstrahlen wurde eine spezielle Ausfräsung vorgesehen (vgl. 2 in Abbildung 8.3). In dieser Justageöffnung sind drei Flächen jeweils parallel zu den drei Spiegelflächen. Auf diese drei rauen Flächen der Ausfräsung werden dünne runde polierte Planplatten aus Zerodur geklebt. Diese erlauben einen ungebrochenen Strahldurchgang des nicht reflektierten Messstrahlanteils. Die schräge Blende zur Justierung des Strahlschnittpunktes wird in diese Justageöffnung abgesenkt und nach der Ausrichtung auf den Interferometerstrahl der z-Achse am Metrologierahmen fixiert. Anschließend erfolgt die Justage für die x- und y-Interferometer mit deren kippbaren Planparallelplatten. Diese Justageöffnung kann ebenfalls zur Vermessung der Strahlabstände der Interferometer genutzt werden. In der Ausfräsung wird dafür vor den Transmissionsfenstern jeweils eine Quadrantendiode an der Spiegelplatte fixiert. Mit den Quadrantendiodensignalen und verschiedenen Positionierbewegungen der NPMM-200 werden die Strahlschwerpunkte der Interferometerstrahlen gesucht. Die Messsignale der Quadrantendioden werden synchron mit den Positionsmesswerten der NPMM-200 erfasst. Aus den Abständen zwischen den Strahlschwerpunkten kann die Sensitivitätsmatrix mit den Empfindlichkeiten und Querempfindlichkeit für die Winkelmessung bestimmt werden.

Eine Möglichkeit um breite Messobjekte auch im Abbepunkt messen zu können, besteht in einer schrägen Anordnung des Messobjekts zur Spiegelecke. Das Tetraederkonzept dreht hierfür die drei orthogonal zueinander angeordneten Interferometer so, dass die Interferometerstrahlen alle unter dem gleichen Winkel zur vertikalen Achse stehen und schräg nach oben messen [244, 381]. Die Spiegelecke steht auf der Spitze zwischen den Spiegelflächen. Der Abbepunkt liegt oberhalb der Fläche zur Messobjektaufnahme (vgl. Abbildung 8.4). Das Messvolumen ist ein auf der Spitze stehender Tetraeder und wird durch die Abmessungen der Spiegelflächen vorgegeben.



Abbildung 8.4:

Tetraederanordnung (1 Interferometer, 2 Spiegelflächen der Spiegelecke, 3 Auflagefläche für Messobjekt, 4 Abbepunkt und 5 Messstrahlen der Interferometer) [381]

8.2 Herstellung und Vermessung der Spiegelflächen

Die Ebenheitsabweichungen der Spiegelflächen beeinflussen direkt die Längen- und Winkelmessungen [168]. Die Spiegelflächen können mit Abweichungen im Nanometerbereich hergestellt werden. Für die Feinbearbeitung der Spiegeloberflächen werden spezielle Bearbeitungsverfahren eingesetzt. Nach einer Vermessung kann eine lokale manuelle Nachbearbeitung mit verschieden großen Polierwerkzeugen erfolgen. Beim computer controlled polishing (CCP) werden die erhabenen Oberflächenabweichungen mit kleineren Polierwerkzeugen computergestützt abgetragen. Kurz- und langwellige Abweichungen können somit sehr gut korrigiert werden. Durch die Werkzeugkanten entstehen mittelfrequente Abweichungen [15]. Mit dem ion beam figuring (IBF) können sehr kurzwellige Anteile abgetragen werden. Jedoch führt der Abtrag zur Erhöhung der Rauhigkeit [15, 124]. Das magneto rheological finishing (MRF) nutzt eine mit abrasivem Pulver angereicherte Flüssigkeit, die mit einem Magnetfeld in einem kleinen Bereich zwischen einem rotierenden Aluminiumrad und Werkstück hochviskosiv wird. Wegen der fehlenden Steifigkeit können mittel- und hochfrequente Abweichungen schlechter abgetragen werden. Bei der reactive atom plasma technology (RAPT) werden Fluoride (CF₄ oder NF₃) innerhalb einer Argonplasmaflamme aufgespalten und das Flur zum ätzenden Abtrag an der Oberfläche genutzt [124]. Der Abtrag besitzt eine Gaußverteilung mit einer Halbwertsbreite von 20 mm und einer Abtragstiefe von wenigen Nanometern bis hin zu einigen Mikrometern. Die Spiegelflächen weisen je nach Nachbearbeitungsverfahren kurz-, mittel- und langwellige Ebenheitsabweichungen auf, die typischerweise im Bereich von 30 nm bis 300 nm liegen.

Bei den Interferometern der NMM-1 findet eine integrale Messung über einen Ausschnitt der Messspiegelfläche in der Größe der Auswerteblende statt (vgl. Abbildung 6.7 S. 58). Das Messergebnis kann als mittlere Position der vom Messtrahl erfassten Oberflächenatome dieses Spiegelausschnittes betrachtet werden. Wesentlich geringere Messpunktabstände als der Durchmesser der Auswerteblende sind für eine Spiegelvermessung zur Erfassung der Topografieabweichungen nicht erforderlich (> 0,1 mm). Die Spiegelflächen werden meist mit Fizeau-Interferometern vermessen. Entsprechend des Messprinzips wird die Spiegelfläche gegen eine Referenzplatte bzw. ein Ebenheitsnormal vermessen.

In der PTB wurde lange Zeit ein Quecksilberspiegel (\emptyset 300 mm) als Ebenheitsnormal eingesetzt [146]. Bei einer sehr hohen Temperaturkonstanz sowie unter Ausschluss von Vibrationen, elektrostatischen Entladungen oder Magnetfeldern wurde eine 200 µm dicke Quecksilberschicht in einer Silberschale auf einem nichtmagnetischen Metallträger als Referenz genutzt. Mit diesem Ebenheitsnormal konnten die Topografieabweichungen der Referenzplatten von Fizeau-Interferometer ermittelt werden.

Einen anderen Ansatz stellen die Techniken der Umkehrtests, Fehlerseparation und Erfassung mit Überbestimmtheiten dar. Die bekannteste Technik ist der Dreiplattentest [146, 154, 501]. Drei Referenzplatten werden jeweils paarweise mit einem Fizeau-Interferometer gegeneinander gemessen. Eine Kombination wird zusätzlich nach einer 180°-Drehung oder jeweils nach schrittweiser Drehung einer Spiegelplatte mehrfach erfasst. Aus den Messwerten kann durch Lösung



Abbildung 8.5: Verfahren zur Spiegelvermessung: (a) Deflektometrie (1 Streifenschirm, 2 Spiegelfläche und 3 Kamera), (b) extended shear angle difference shearing deflectometry (1 Autokollimator, 2 Pentaprisma, 3 Spiegelfläche und 4 Scanbewegung), (c) Interferometermessung für z-Spiegelfläche und (d) y-Spiegelfläche und (e) Winkelvermessung mit Fizeau-Interferometer (1 y-Interferometer, 2 z-Interferometer, 3 Antastinterferometer, 4 Spiegelecke, 5 Spiegelplatte, 6 Scanbewegung, 7 Umlenkspiegel, 8 Fizeau-Interferometer und 9 parallele Spiegelplatten)

des überbestimmten Gleichungssystems die Ebenheit aller drei Spiegel ermittelt werden.

Bei der Deflektometrie werden im Gegensatz zur Fizeau-Interferometrie nicht die Höhenwerte der Spiegelfläche sondern die Reflexions- oder Brechungswinkel der Oberfläche erfasst [164, 205]. Die Reflexions- oder Transmissionsabbildungen von Streifenmustern werden mit Kameras aufgezeichnet und aus den Verzerrungen der Streifenmuster die Gradienten und durch Integration die Höhenwerte ermittelt (vgl. Abbildung 8.5a).

Eine scannende Abwandlung stellt die extended shear angle difference shearing deflectometry der PTB dar [146, 147, 148]. Der Messstrahl eines Autokollimators wird mit einem Pentaprisma auf die Spiegelplatte abgelenkt (vgl. Abbildung 8.5b). Für die Messung wird das Prisma in definierten Schritten in Richtung der optischen Achse des AKF verschoben und an den einzelnen Positionen der Winkelwert erfasst. Aus den Winkelwerten kann die Topografie errechnet werden. In [146] werden Standardunsicherheiten für die Scanlinien von 0,16 nm abgegeben.

Zur Ermittlung der Ebenheitsabweichungen der eingebauten Spiegelecke der NMM-1 wurde ein Interferometer als Antastsystem eingesetzt [125, 126, 168, 373]. Das Interferometer misst auf einer Spiegelplatte mit bekannten Topografieabweichungen, die anstelle des Messobjekts auf der Spiegelecke befestigt wurde (vgl. Abbildung 8.5c). Die Messachse des Antastinterferometers ist auf die Messachse des Interferometers der zu prüfenden Spiegelfläche ausgerichtet. Mit einer Umlenkung des Messstrahls am Antastinterferometer und einer vertikal angeordneten Spiegelplatte können auch die Seitenspiegel der Messspiegelecke vermessen werden (vgl. Abbildung 8.5d). Die Messung erfolgt durch eine rasternde Bewegung der Spiegelecke bei der die Werte aller Interferometer der NMM-1 synchron aufgezeichnet werden. Die Messwerte wurden bei der Vorwärts- und Rückwärtsbewegung auf der gleichen Scanlinie und mit um 90° gedrehten Scanlinien aufgezeichnet. Durch Erhöhung der Temperaturstabilität und eine verbesserte Korrektur der verbleibenden Driften konnte die Reproduzierbarkeit der Messungen auf $< 2 \,$ nm reduziert werden [373].

Die Vermessung der Winkel zwischen den Spiegeln erfolgt mit einem Fizeau-Interferometer und einer zusätzlichen Spiegelanordnung (vgl. Abbildung 8.5e). Durch die doppelte Reflexion an den schrägen Flächen der Spiegelecke und die Reflexion an den parallel zueinander stehenden ebenen Spiegeln kann das Licht mit der Referenzspiegelplatte des Fizeau-Interferometers interferieren und die Winkel zwischen den Spiegelflächen ermittelt werden.

8.3 Topografie- und Fehlwinkelkorrektur

Die Ergebnisse der Topografiemessungen der Spiegelflächen der Messspiegelecke müssen von der Echtzeitsteuerung der NMM-1 zur Korrektur der Messergebnisse genutzt werden. Die Matrizen der Topografiedaten der drei Spiegelflächen und die Messwerte der drei Winkel zwischen den Spiegelflächen werden für die Ermittlung von Korrekturwerten kombiniert [168]. Folgende Bearbeitungsschritte sind für die Erstellung der Korrekturmatrizen der NMM-1 erforderlich:

- **Transformation der Topografiedaten** Die Matrizen der Topografiedaten werden durch Spiegelung und Drehung dem Koordinatensystem des Geräts angepasst.
- Nivellierung der Messdaten Durch Regression werden ebene Flächen aus den Topografiedaten ermittelt und von diesen abgezogen.
- Winkelkorrektur des y-Spiegels Die Winkelabweichung zwischen dem z- und y-Spiegel wird in eine schräge Fläche umgerechnet und zu den Daten des y-Spiegels addiert, um die Korrekturwerte des y-Spiegels zu ermitteln.
- Winkelkorrektur des x-Spiegels Die Winkelabweichungen zwischen dem z- und x-Spiegel sowie zwischen dem y- und x-Spiegel werden in eine schräge Fläche umgerechnet und zu den Daten des x-Spiegels addiert, um die Korrekturwerte des x-Spiegels zu ermitteln.
- **Transformation der Korrekturwerte** Die Korrekturwerte werden auf die Position der Messstrahlen bei der Messung durch Invertierung der Achsenrichtungen und Anpassung der Nullpunkte umgerechnet.

Die gewonnen Korrekturwerte werden für die Echtzeitsteuerung in eine stetige Beschreibung der Abweichungen umgewandelt, um Sprünge in den Längenmesswerten zu vermeiden. In der NMM-1 werden hierfür die Korrekturpolynomfunktionen 8.1, 8.2 und 8.3 eingesetzt.

$$x_{k} = x + k_{x0} + k_{x1}y + k_{x2}z + k_{x3}yz + k_{x4}y^{2} + k_{x5}z^{2} + k_{x6}yz^{2} + k_{x7}y^{2}z + k_{x8}y^{3} + k_{x9}z^{3}$$

$$(8.1)$$

$$y_{k} = y + k_{y0} + k_{y1}x + k_{y2}z + k_{y3}xz + k_{y4}x^{2} + k_{y5}z^{2} + k_{y6}xz^{2} + k_{y7}x^{2}z + k_{y8}x^{3} + k_{y9}z^{3}$$

$$(8.2)$$

$$z_{k} = z + k_{z0} + k_{z1}x + k_{z2}y + k_{z3}xy + k_{z4}x^{2} + k_{z5}y^{2} + k_{z6}xy^{2} + k_{z7}x^{2}y + k_{z8}x^{3} + k_{z9}y^{3}$$

$$(8.3)$$

Die Koeffizienten der Polynome werden durch Regression aus den Korrekturwerten ermittelt. Der Grad der Polynome wurde bei der Entwicklung der NMM-1 auf der Grundlage der verbleibenden Abweichungen zwischen Korrekturwerten und Polynom ermittelt [168]. Die Korrekturwerte und Abweichungen der Korrekturpolynomfunktionen sind im Anhang E S. 199 für eine monolithische Messspiegelecke dargestellt. Aus den Abbildungen E.2, E.7 und E.12 wird ersichtlich, dass mit den Polynomen nur sehr langwellige Formabweichungen korrigiert werden können. Neben dem Rauschen der Messwerte sind in den Abweichungen kurzwellige Anteile sichtbar.

Wegen der größeren Spiegelflächen werden in der NPMM-200 veränderte Korrekturen eingesetzt. Die Topografieabweichungen der Spiegelflächen werden messgeräteabhängig mit unterschiedlichen Messpunktabständen ermittelt. Die Topografiedaten müssen für die Echtzeitkorrektur nivelliert, auf einen vorgegebenen Rasterabstand linear interpoliert und transformiert werden. Die entstehenden Korrekturmatrizen werden in der NPMM-200 direkt genutzt. Eine stetige Beschreibung der Topografieabweichungen kann mit den Korrekturmatrizen und einer linearen Interpolation zwischen den Stützstellen erfolgen. Aus den Messwerten müssen die Indizes für den Zugriff auf die Matrix durch Teilen mit dem Rasterabstand und Abrunden auf eine ganze Zahl ermittelt werden. Die vier um den Messpunkt liegenden Matrixelemente werden zur Berechnung der Korrektur verwendet. Im Anhang E S. 199 sind in den Abbildungen E.3, E.8 und E.13 die Abweichungen zu den ursprünglichen Korrekturwerten für ein Raster der Korrekturmatrizen von 1 mm dargestellt. Außerhalb des Bereiches der Korrekturmatrizen werden die Randwerte der Matrizen genutzt. Innerhalb des Bereiches der Korrekturmatrizen sind in den Abweichungen nur das Rauschen bzw. die Streuung der Messwerte zu erkennen. Im Vergleich zur Polynombeschreibung kann mit diesem Korrekturverfahren und genauer ermittelten Topografieabweichungen der Spiegelflächen die Messunsicherheit stark reduziert werden.

Für kleine Spiegelflächen und kleine Winkelabweichungen zwischen den Spiegelflächen (< 2'') ist die Korrektur der Längenmessabweichungen erster Ordnung mit schrägen Flächen für die x- und y-Achse ausreichend. Bei größeren Spiegelflächen und Fehlwinkeln sollten die Topografieabweichungen separat korrigiert werden. Nachfolgend können die Fehlwinkel durch eine Transformation des schiefwinkligen Koordinatensystems in ein orthogonales Koordinatensystem berücksichtigt werden (vgl. Gleichung (8.4)) [136]. Dabei werden die resultierenden Längenmessabweichungen erster und zweiter Ordnung korrigiert.

$$\begin{pmatrix} x_{\text{ort}} \\ y_{\text{ort}} \\ z_{\text{ort}} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & -\sin\beta_{\text{z}} & \frac{\tan\beta_{\text{y}}}{\sqrt{(\tan\beta_{\text{x}})^2 + (\tan\beta_{\text{y}})^2 + 1}} \\ 0 & \cos\beta_{\text{z}} & \frac{-\tan\beta_{\text{x}}}{\sqrt{(\tan\beta_{\text{x}})^2 + (\tan\beta_{\text{y}})^2 + 1}} \\ 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{(\tan\beta_{\text{x}})^2 + (\tan\beta_{\text{y}})^2 + 1}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_{\text{sch}} \\ y_{\text{sch}} \\ z_{\text{sch}} \end{pmatrix}$$
(8.4)

Die interferometrische Winkelmessung erfordert eine Korrektur der Messdaten beider Interferometer. Die Topografieabweichungen der Spiegelflächen müssen in einen um den Strahlabstand vergrößerten Bereich ermittelt und die Größe der Korrekturmatrix angepasst werden. Bei der Korrektur der Messwerte des zweiten Interferometers dient der Abstand als lateraler Offset für die Korrekturberechnung. Die Korrektur der Winkelmesswerte der Autokollimatoren erfordert eine separate Beschreibung der Spiegelflächen. Die Topografieabweichungen der Spiegelflächen müssen mit einem dem Messstrahl des Autokollimators angepassten Tiefpassfilter in Korrekturfunktionen oder -matrizen umgerechnet werden.

Kapitel 9

Tastsysteme

Das Tastsystem entscheidet über die Einsatz- und Messmöglichkeiten der NPMM. Eine Einteilung der Tastsysteme kann nach der Art der genutzten Wechselwirkung mit dem Messobjekte getroffen werden. So wird bei Koordinatenmessgeräten zwischen berührungslosen (optischen) und berührenden (taktilen) Sensoren unterschieden. Die taktilen Systeme nutzen die repulsive Kraftwirkung zwischen dem Messobjekt und Tastelement beim mechanischen Kontakt aus. Die Rasterkraftmikroskopie verwendet zusätzlich im *non-contact mode* die attraktive Kraftwirkung sowie elektrostatische oder magnetische Kraftwirkungen. Bei den optischen Systemen wird die Reflexion oder Transmission des Lichtes auf der Messobjektoberfläche erfasst. Die Rastertunnelmikroskopie nutzt den Stromfluss zwischen der Messobjektoberfläche und dem Tastelement.

Die Sensitivität der meisten Tastsysteme ist richtungsabhängig und erlaubt eine weitere Einteilung in 1-D-, 2-D- und 3-D-Tastsysteme. Die Richtungsabhängigkeit wird meist durch die Art und Anzahl der verwendeten Messumformer sowie deren Anordnung vorgegeben. Für eine 3-D-Antastung sind an dem Tastsystem mindestens drei Sensoren erforderlich. Die Messsignale müssen direkt oder über eine Transformation eindeutig den drei Koordinatenachsen des Messgeräts zuordenbar sein. 2-D-Tastsysteme liefern Messsignale für zwei Richtungen und 1-D-Tastsysteme lediglich für eine Richtung. Weiterhin existieren Tastsysteme, die nur einen Betrag für den Abstand zum Messobjekt ausgeben können. Beispielsweise sind die Tunnelstrommessung oder die Detektion einer Schwingungsdämpfung mit *lock-in*-Verstärkern unabhängig von der Antastrichtung. Diese Tastsysteme werden im Weiteren als Betragstastsysteme bezeichnet.

Eine weitere Unterteilung kann nach der Anzahl und Anordnung der Messpunkte auf der Messobjektoberfläche getroffen werden, die gleichzeitig erfasst werden. Die meisten Systeme führen eine punktförmige Messung durch. Optische Tastsysteme mit CCD-Zeilen oder CCD-Kameras erlauben linienhafte oder flächige Messungen. Weiterhin können sie in Systeme für Einzelpunktantastung oder für scannende Messungen unterteilt werden. Die taktilen Tastsysteme können nach dem Sensormessprinzip (z. B. induktive, kapazitive und optische Verfahren) sowie nach dem Wertebereich des Signals als schaltende oder messende Tastsysteme eingeteilt werden [291]. Weiterhin können taktile Systeme nach der Art der Messkrafterzeugung als passive oder aktive Systeme, nach dem zeitlichen Verlauf in Systeme mit statischen oder modulierten Kontakt (Schwingung) unterschieden werden. Nachfolgend werden Tastsysteme dargestellt, die sich für den Einsatz in den NPMM eignen, für diese entwickelt oder in diese eingebunden wurden.

9.1 Optische Tastsysteme

Kamera- und Mikroskopkamerasysteme werden häufig in Kombination mit Bildverarbeitungsalgorithmen für industrielle Messaufgaben eingesetzt. Zunehmend werden diese Systeme auch in Koordinatenmessgeräte integriert und hierfür standardisierte Schnittstellen geschaffen [11, 317]. Bei diesen Systemen stehen jedoch keine Höheninformation zur Verfügung. In der NMM-1 wurden vorzugsweise optische Tastsysteme mit Abstandsmessung eingesetzt.

9.1.1 Fokussensor

Der erste Fokussensor, der in die NMM-1 integriert wurde, war eine Spezialentwicklung der Breitmeier Messtechnik GmbH (vgl. Abbildung 9.1a). Durch das Aluminiumgehäuse und die Anordnung der Objektivlinse wies der Sensor eine sehr hohe Temperaturabhängigkeit auf und konnte nur für Messungen an sehr flachen Messobjekten genutzt werden. Auf der Basis einer hologram-laser-photodiode unit wurde später ein eigener Sensor entwickelt [397, 509]. Die Teile des Metrologiekreises wurden aus Invar 36^(R) hergestellt (vgl. Abbildung 9.1b). Die Objektivlinse wurde in einem konischen Bauteil gefasst und erlaubte Messungen an gewölbten Oberflächen. Zusätzlich wurde eine polarisationsoptische Strahlteilung für den Anbau einer Beobachtungskamera vorgesehen (vgl. Abbildung 9.1c). Eine von der Firma SIOS Meßtechnik GmbH überarbeitete Version dieses Systems wurde mehrfach aufgebaut und erfolgreich für verschiedenste Messaufgaben mit der NMM-1 eingesetzt [199, 249, 250, 252].

Nach der Kalibrierung der messobjektabhängigen Kennlinie kann der Sensor als messendes System genutzt werden. Für die Scanmessung wird der Messfleck über die Messobjektoberfläche mit einer lateralen Bewegung des Messobjekts geführt, während das Messobjekt entsprechend des Fokusfehlersignals vertikal nachgeführt wird. An steilen Kanten des Messobjekts treten durch



Abbildung 9.1: Fokussensoren: (a) Fokussensor der Firma Breitmeier Messtechnik GmbH, (b) Prototyp des Fokussensors auf Basis einer *hologram-laser-photodiode unit* und (c) Prinzip des Fokussensors mit Mikroskopkamera (1 *hologram-laser-photodiode unit*, 2 Kollimationslinse, 3 polarisierender Strahlteilerwürfel, 4 Objektivlinse, 5 Messobjekt, 6 Faserbündelende einer Kaltlichtquelle, 7 Kollimationslinse, 8 neutraler Strahlteilerwürfel, 9 Linse und 10 Kamera)


Abbildung 9.2:

Kennlinien des Fokussensors (1 Intensitätssignal, 2 Schwellwert des Intensitätssignals, 3 normiertes Fokusfehlersignal, unterer 4 und oberer 5 Schwellwert des normierten Fokusfehlersignals und 6 modifizierte Kennlinie)

Beugungseffekte Deformationen der Kennlinie und fehlerhafte Messungen auf. Weiterhin kann der Sensor bei größeren Stufenhöhen den eindeutigen Kennlinienbereich des Sensors verlassen und zu einer falschen Abstandregelung führen (vgl. Abbildung 2.11 S. 16). Die ursprüngliche alleinige Detektion des Kennlinienbereiches durch Erkennung des Minimums der Kennlinie bei einer Annäherung an das Messobjekt wurde durch eine rechentechnische Verknüpfung mit dem Gesamtintensitätssignal des Sensors erweitert. Das Fokusfehlersignal wird mit dem Schwellwert des Intensitätssignals normiert, wenn das Intensitätssignal kleiner als der Schwellwert ist (vgl. Abbildung 9.2). Andernfalls wird das Fokusfehlersignal mit dem Intensitätssignal normiert. Beim Uberschreiten des Schwellwerts für das Minimum des normierten Fokusfehlersignals wird anhand des Intensitätssignals entschieden, ob sich die Oberfläche nachfolgend noch im Messbereich des Sensors befindet. Eine gleichartige Behandlung erfolgt nach dem Unterschreiten des Schwellwerts für das Maximum des normierten Fokusfehlersignals. Bei ausreichend hoher Abtast- und Signalverarbeitungsrate und einem der Messobjektoberfläche angepassten Schwellwert für das Intensitätssignal kann somit das Fokusfehlersignal rechentechnisch in eine eindeutige Kennlinie überführt werden. Mit dem Fokussensor können Messobjekte mit sehr hohen Scangeschwindigkeiten und bis zu Steigungswinkeln von 20° gemessen werden.

9.1.2 Weißlichtinterferenzmikroskop

Der in den Abbildungen 9.1b und 9.1c dargestellte Fokussensor wurde für die Weißlichtinterferenzmikroskopie modifiziert (vgl. Abbildung 9.3). Das Objektiv wurde durch ein Mirau-Objektiv ersetzt und die *hologram-laser-photodiode unit* stillgelegt. Die Interferogramme werden mit einer Kamera (1600×1200 Pixel) äquidistant aufgezeichnet, während der Positioniertisch der NMM-1 mit dem Messobjekt die vertikale Scanbewegung durchführt. Das laterale Messfeld von $0,8 \text{ mm} \times 0,6 \text{ mm}$ wird durch die Mikroskopvergrößerung und die Größe des Kamerasensors vorgegeben. Im Gegensatz zu den meisten Weißlichtinterferenzmikroskopen, bei denen der Stellweg des piezoelektrischen Stapelaktors den Messbereich begrenzt, wird bei dieser Anordnung der vertikale Messbereich durch den Arbeitsabstand des Mirau-Objektivs von 4,7 mm und den PC-



Abbildung 9.3: Weißlichtinterferenzmikroskop basierend auf Fokussensor

Arbeitsspeicher zur Erfassung der Bildstapel begrenzt [249, 250]. Die Bewegung zu einem lateral versetzten Messfeld erfolgt bei kommerziellen Weißlichtinterferenzmikroskopen mit ungenauen Positioniersystemen. Der Bezug zwischen den Messfeldern kann nur durch *stitching* basierend auf Korrelationen zwischen den überlappenden Messfeldern hergestellt werden kann. Durch die Längenmessdaten der NMM-1 kann der Bezug auch ohne überlappende Messfelder hergestellt werden hergestellt werden. Die Verdrehung der Kameramatrix zu dem Koordinatensystem der NMM-1 sowie die beiden Neigungswinkel des Mirau-Objektivs zur z-Achse der NMM-1 müssen kalibriert und bei der Auswertung berücksichtigt werden [206]. Die Steigungswinkel auf den Messobjektoberflächen sind bei diesem Verfahren auf ca. 24° begrenzt [145]. An steilen Kanten können Beugungseffekte wie auch beim Fokussensor zu Messabweichungen führen. Die laterale Messauflösung ist von der Größe der Kamerapixel und der Mikroskopvergrößerung abhängig und durch die maximale förderliche Vergrößerung begrenzt. Durch die Auswertung für jedes einzelne Kamerapixel wird eine Parallelisierung und flächige Messung erreicht.

Da die Kamerabilder nicht mit den A/D-Wandlern der NMM-1 aufgezeichnet werden, ist eine Synchronisierung der einzelnen Kamerabilder mit den Positionsmessdaten der NMM-1 erforderlich. Die Hardware der DSP-Einheit und die zugehörige 3-D-Firmware wurden durch ein Synchronisierungssystem mit je einer TTL-Ein- und Ausgangsleitung erweitert. Entsprechend der gewählten Betriebsweise kann entweder das frei laufende Kamerasystem mit seinem konstanten Takt die Messdatenspeicherung der NMM-1 auslösen oder die NMM-1 die Erfassung der Einzelbilder der Kamera auslösen und die Messdaten äquidistant speichern. Mit den bidirektionalen Synchronisationsleitungen kann ein handskake durchgeführt werden. Nachdem die NMM-1 die Kamera getriggert hat, wartet sie auf den Beginn der Kamerabelichtung, um mit der Messdatenspeicherung zu beginnen und stoppt die Speicherung nachdem das Ende der Belichtung signalisiert wurde. Somit können in Abhängigkeit von der Belichtungszeit entweder ein Messwert oder mehrere Messwerte der Tischposition pro Kamerabild gespeichert werden. Mit den Messwerten wird gleichzeitig ein Synchronisierungsindex aufgezeichnet, wodurch jeder Messwert einem Kamerabild zugeordnet werden kann. Bei langen Belichtungszeiten kann die Position aus mehreren Messwerten gemittelt werden. Diese Synchronisierung wird vorzugsweise für flächig messende Systeme wie Kameras oder Mehrfachanordnungen von Sensoren eingesetzt.

9.1.3 Faseroptisches Fizeau-Interferometer

Das in der Abbildung 9.4 dargestellte faseroptische Fizeau-Interferometer der Firma Fionec wurde ebenfalls in die NMM-1 integriert. Das Licht der beiden Superlumineszenzdioden (SLD) wird jeweils in Monomodelichtwellenleiter eingekoppelt und gelangt durch die beiden Y-Faserkoppler zur GRIN-Linse und wird durch diese auf das Messobjekt fokussiert [88, 89]. Das vom Faserende und der Messobjektoberfläche reflektierte Licht gelangt durch den Y-Faserkoppler zum Auswerteinterferometer. Der Strahl wird kollimiert und vom Strahlteilerwürfel auf die beiden Spiegel geführt. Durch die Neigung des einen Spiegels wird ein von der lateralen Position abhängiger Gangunterschied verursacht. Im Ergebnis der Überlagerung der Reflexionen der gekoppelten Interferometer entsteht der in der Abbildung 6.6 S. 57 dargestellte Intensitätsverlauf auf der CCD-Zeile. Dieser wird zur Bestimmung des Messobjektabstandes genutzt. Der Messbereich des Sensors ist von der Neigung des Spiegels abhängig. Für die Messung und Auswertung sind keine bewegten Teile im Sensor oder Bewegungen des Messobjekts erforderlich. Deshalb kann mit diesem Punktsensor eine hohe Abtastfrequenz erzielt werden, welche von der Auswertung der Daten der CCD-Zeilen abhängt. Der Sensor wurde mit der NMM-1 untersucht und zeigte ein Messsignalrauschen in der Größenordnung weniger Nanometer. Das System wurde vom Hersteller um eine analoge Messsignalausgabe und einen Triggereingang für die Einbindung in die NMM-1 erweitert. Aufgrund der kleinen Fasersonde ($\emptyset 0,8 \,\mathrm{mm}$) kann der Sensor sehr flexibel in verschiedenen Messrichtungen angeordnet werden.



Abbildung 9.4:

Faseroptisches Fizeau-Interferometer (1 SLD, 2 Y-Faserkoppler, 3 GRIN-Linse, 4 Messobjekt, 5 Kollimationslinse, 6 neutraler Strahlteilerwürfel, 7 schräger stehender Spiegel, 8 gerade stehender Spiegel, 9 Zylinderlinse und 10 CCD-Zeile)

9.2 Taktile Tastsysteme

Am häufigsten werden die taktilen Tastsysteme genutzt. Als Tastelemente werden Körper mit geometrischen Grundformen, wie z. B. Kugeln, Zylinder und Kegel eingesetzt [296]. Diese Körper werden mit einer definierten Kraft in Kontakt mit dem Messobjekt gebracht. Als Werkstoff für die Tastelemente wird vorzugsweise Rubin, Saphir, Diamant oder Silizium eingesetzt. Die Größe des Tastelementes ist von der Messaufgabe und dem Messgerät abhängig. Tastelemente mit kugelförmigen Berührungsflächen finden in Koordinatenmessgeräten (Kugelradien von 0,15 mm bis 10 mm), Tastschnittgeräten (Spitzenradien von 2 µm bis 10 µm) und Rasterkraftmikroskopen (Spitzenradien von 2 nm bis 20 nm) ihre Anwendung. Entsprechend der Radien werden für diese Systeme Messkräfte von wenigen Nanonewton bis zu einigen Newton eingesetzt. Die Kontaktfläche kann mit den Gleichungen für die hertzsche Pressung ermittelt werden und ist von den Werkstoffen und der Form des Tastelementes und Messobjekts sowie der Messkraft abhängig. Die Flächenpressung darf zu keiner plastischen Verformung führen. Wenn das Tastelement in Kontakt mit dem Messobjekt kommt, wird das Tastelement abgebremst (bei bewegtem Tastelement) oder auf die Geschwindigkeit des Messobjekts beschleunigt (bei bewegtem Messobjekt). Die auftretende Trägheitskraft führt zu einer zusätzlichen Kraftwirkung zwischen Messobjekt und Tastelement und zu einer Erhöhung der Flächenpressung [32, 347]. Da die Trägheitskraft von der Masse abhängig ist, muss die bewegte Masse des Tastelementes für hohe Annäherungsgeschwindigkeit klein gehalten werden. Bei bewegten Tastsystemen wird das Tastelement durch die Trägheitskraft beim Beschleunigen ausgelenkt und kann zu Fehlmessungen führen.

Die Messkräfte werden meist durch feder
nde Elemente am Tastsystem, die bei der Antastung definiert ausgelenkt werden, realisiert (vgl. Abbildung 9.5a). Die Federkonstanten müssen bei diesen passiven Systemen den Größen der Tastelemente und den Auslenkungen angepasst sein. Mit der Auslenkung und den Federkonstanten kann der Messkraft- bzw. Normalenvektor am Antastpunkt ermittelt werden. Die gewünschte Messkraft $F_{\rm m}$ wird nur bei der Auslenkung $d_{\rm m}$ erreicht (vgl. Abbildung 9.6a). Aufgrund der begrenzten Regeldynamik des Messgeräts können Abweichungen der Auslenkung und Messkraft von den nominellen Werten auftreten.

Bei aktiven Systemen durch Krafterzeugung wird die Messkraft größtenteils elektromagnetisch generiert [196, 285]. Die Messkraft setzt sich bei diesem System aus der sehr geringen Federkraft der Federelemente und der mit Tauchspulen erzeugten Kraft zusammen (vgl. Abbildung 9.5b). Das Wegmesssignal kann zur Anpassung des Stroms bzw. der Messkraft genutzt werden. Dieses System erlaubt sehr hohe Scangeschwindigkeiten, da der gesamte Messbereich des Sensors genutzt und die Messkraft F_m über den Bewegungsbereich des Tastsystems konstant gehalten werden kann (vgl. Abbildung 9.6b). Die Messkraft muss entsprechend der Antastrichtung vorgegeben werden. Im Gegensatz zum passiven Tastsystem kann der Flächennormalenvektor am Antastpunkt nicht aus der Messkraft ermittelt werden. Freiformscans können deshalb mit diesem Taster nicht durchgeführt werden.



Abbildung 9.5: Prinzipien von passiven und aktiven Tastsystemen (Darstellung für eine laterale Achse): (a) passives Tastsystem, (b) aktives Tastsystem mittels Krafterzeugung [285, 393] und (c) aktives Tastsystem mittels Positioniersystem (1 Messwandler, 2 Federelemente, 3 Tauchspule und 4 Positioniertisch)



Abbildung 9.6: Messkraftverlauf bei passiven und aktiven Tastsystemen: (a) passives Tastsystem, (b) aktives Tastsystem durch Krafterzeugung und (c) aktives Tastsystem durch Positioniersystem [285, 393]

Ein aktives System kann auch durch die Kombination eines passiven Tastsystems mit einem Positioniersystem realisiert werden (vgl. Abbildung 9.5c). Das Positioniersystem weist im Vergleich zur Messgerät eine wesentlich höhere Dynamik und kleinere Stellbereiche auf (z. B. Piezoaktoren). Ein Regelkreis hält die Auslenkung des Federelementes und somit die Messkraft $F_{\rm m}$ durch die Positionierung des passiven Tastsystems konstant. Wenn das Tastelement nicht in Kontakt ist, geht das Positioniersystem an die Stellbereichsgrenze und der I-Anteil des Regelungssystems würde sich stetig erhöhen. Bei erneutem Kontakt mit dem Messobjekt müsste dieser zunächst erst wieder abgebaut werden und würde zu einer verzögerten Reaktion des Positioniersystems führen. Der Regler muss deshalb eine Limitierung der Integration und Regelerausgabe bei maximalen oder minimalen Stellsignal enthalten. Dieses System erlaubt sehr hohe Scangeschwindigkeiten, da die Messkraft $F_{\rm m}$ über den Bewegungsbereich des Positioniersystems konstant gehalten werden kann (vgl. Abbildung 9.6c). Die Auslenkung des Tastelementes und die Position des Positioniersystems müssen bei der Berechnung des Messergebnisses berücksichtigt werden.

9.2.1 Taktile 1-D-Tastsysteme

Das Antastsignal des taktilen 1-D-Tastsystems ist entsprechend der Richtcharakteristik von der Kraftangriffsrichtung auf das Tastelement abhängig. Die Querempfindlichkeit ist von der Quersteifigkeit des Tasters und des Federelementes abhängig. Bei unendlich hoher Quersteifigkeit würde die zwischen Tastelement und Messobjekt wirkende Messkraft $F_{\rm m}$ ein um den Faktor $\cos(\varphi)$ kleineres Messsignal ausgeben. Ein zunehmender Winkel φ zwischen der Messachse des 1-D-Tasters und der Kraftangriffsrichtung bewirkt eine Verringerung des Messsignals bei gleicher Messkraft. Bei einer Regelung mit dem Messsignal kann dies beim schrägen Antasten des Messobjekts zur Überhöhung der Antastkraft und somit zu einer sehr hohen Flächenpressung führen.

Als 1-D-Tastsystem wurde in der Entwicklungsphase der NMM-1 ein induktiver Taster der Firma Feinmeß Suhl eingesetzt [467]. Dieser besitzt eine Messauflösung von 10 nm und ist aufgrund der hohen Messkraft von 0,5 N und der Reibkräfte der Wälzkörperführung nur für Messungen mit einem großen Tastelementradius > 1 mm geeignet. Die laterale Messauflösung wird



Abbildung 9.7: Taktile 1-D-Tastsysteme: (a) Fokussensor mit Messtaster eines Tastschnittgeräts und (b) Fokussensor mit Federgelenkführung und einzelnen Taststift und Tastelement

durch die Größe des Tastelementes limitiert. Für verschiedene Untersuchungen wurde der in Abschnitt 9.1.1 S. 94 dargestellte Fokussensor mit einem konventionellen Messtaster eines Tastschnittgeräts der Firma Mahr kombiniert [249, 250]. Zur Vermeidung von Messabweichungen erster Ordnung wurde der Messpunkt des Fokussensors in vertikaler Verlängerung der Tastspitze angeordnet (vgl. Abbildung 9.7a). Zur Verbesserung der Messeigenschaften wurde der konventionelle Taster später durch eine Federgelenkführung mit einem Taststift und Tastelement ersetzt (vgl. Abbildung 9.7b). Der Messbereich wird durch den Fokussensor begrenzt.

9.2.2 Taktile Betragstastsysteme

Bei dem Taster *ultrasonic micro and accurate probe* (UMAP) der Firma Mitutoyo wird die Tastspitze bei der Messung zu einer vertikalen Schwingung angeregt (vgl. Abbildung 9.8a). Bei Kontakt mit dem Messobjekt wird die Vibration gedämpft und führt zu einer Änderung der Schwingamplitude [17]. Die Schwingung wird mittig an einem Stabschwinger mit zwei vorderund rückseitig angeordneten Piezoelementen erzeugt [363, 411, 415]. Beide Piezoelemente verfügen über eine Ansteuerelektrode und eine Sensorelektrode zur piezoelektrischen Erfassung der Schwingamplitude. Als Tastelemente werden Diamantspitzen für Tastschnittmessungen [363] oder Glaskugeln (\emptyset 30 µm) an einem Karbonschaft (\emptyset 20 µm) eingesetzt [17]. Da dieses System auch bei seitlichem Kontakt mit dem Messobjekt gedämpft wird, können Antastungen in allen Richtungen durchgeführt werden. Das Messsignal gibt nur den Betrag des Abstandes zum Messobjekt wieder und gestattet keine Angabe der Messkraftrichtung, welche für Freiformscans erforderlich ist. Für ein ähnliches System wurde zuvor der Carl Zeiss Jena GmbH ein Patent erteilt [395]. Als Aktuator zur Erzeugung der Schwingung wurde ein Stabschwinger eines Mikroschwingquarzes eingesetzt (vgl. Abbildung 9.8b). Dieses System wurde als Nadelsensor mit einer AFM-Tastspitze auf der Stirnseite des Stabschwingers realisiert und untersucht [14].

Bei dem in [275] vorgestellten System der Toyohashi University of Technology sind an einem runden Piezoaktor Masse-, Anregungs- und Sensorelektroden angeordnet (vgl. Abbildung 9.8c). Als Tastelement dient eine lange Stahlnadel, welche longitudinal schwingt.

In der PTB wurde der Taster assembled cantilever probe (ACP) auf der Basis eines Rasterkraftsensors entwickelt [81, 83]. An die Unterseite des cantilever's wird ein Taststift mit einer Länge



Abbildung 9.8: Taktile 1-D-Tastsysteme: (a) ultrasonic micro and accurate probe (Piezoelement mit 1 Anregungs- und 2 Messelektroden, 3 Aufhängung, 4 Stift mit Tastspitze und 5 Schwingbewegung) [363, 415], (b) Nadelsensor (1 piezoelektrischer Stabschwinger mit Anregungs- und Messelektroden und angeklebter Tastspitze, 2 Träger und 3 Schwingbewegung) [395], (c) Taster der Toyohashi University of Technology (Piezoscheibe mit 1 Anregungs- und 2 Messelektroden, 3 Masse, 4 Stift mit Tastspitze und 5 Schwingbewegung) [275] und (d) assembled cantilever probe (1 Laserdiode, 2 Fokussierlinse, 3 cantilever, 4 Quadrantendiode, 5 angeklebter Taststift mit Tastkugel, 6 Anregungspiezoelement) [81]

von 0,2 mm bis 2 mm geklebt, an dem sich eine Tastkugel mit einem Durchmesser von 40 µm bis 120 µm befindet (vgl. Abbildung 9.8d). Die Biegung und Torsion des *cantilever's* werden nach dem Lichtzeigerprinzip erfasst. Der *cantilever* wird mit dem Piezoelement zu einer Schwingung angeregt, die bei Kontakt mit dem Messobjekt gedämpft wird. Ohne Schwingungsanregung kann die laterale Tastelementauslenkung quer zum *cantilever* als Torsion eindeutig erfasst werden. Die orthogonale laterale und vertikale Tastelementauslenkung bewirken eine Biegung des *cantilever's* und können vom Deflexionsmesssystem nicht separat erfasst werden.

9.2.3 Taktile 2-D-Tastsysteme

An der Technischen Universität Eindhoven wurde ein 2-D-Taster auf der Basis einer hologramlaser-photodiode unit entwickelt, deren Fokusfehlersignal die vertikale Tastelementauslenkung und Spurfehlersignal eine laterale Tastelementauslenkung wiedergeben (vgl. Abbildung 9.9a). Während für die vertikale Richtung eine Messauflösung im einstelligen Nanometerbereich erreichbar ist, wird für die laterale Tastelementauslenkung eine schlechtere Messauflösung von 10 µrad bzw. 40 nm bei einer Tasterlänge von 4 mm angegeben [347].

Bei dem 2-D-Taster nano-probe system der Universität Tokio wird das kollimierte Laserlicht aus einem Lichtwellenleiter durch eine Linse auf den Mittelpunkt der Antastkugel (\emptyset 5 mm) fokussiert und von deren Oberfläche reflektiert (vgl. Abbildung 9.9b). Das reflektierte Licht gelangt nach der Kollimierung und Fokussierung auf eine Quadrantenfotodiode. Bei einer lateralen Tastelementauslenkung wird der Strahlschwerpunkt entsprechend des Brennweitenverhältnisses auf der Quadrantendiode versetzt. Die vertikale Tastelementauslenkung kann nicht erfasst werden. Für den Taster wird eine Auflösung von 7,1 nm angegeben [113, 114, 446].



Abbildung 9.9: Taktile 2-D-Tastsysteme: (a) basierend auf Fokussensor (1 hologram-laserphotodiode unit, 2 Kollimationslinse, 3 Objektiv, 4 Federelement, 5 Spiegel und 6 Taststift und -element) [347], (b) nano-probe system (1 LWL, 2 Kollimationslinse, 3 Strahlteiler, 4 Objektiv, 5 Tastrohr, 6 Tastkugel, 7 Fokussierlinse und 8 Quadrantendiode) [113], (c) Fasertaster Werth Messtechnik GmbH (1 LED, 2 Einkoppellinse, 3 LWL mit angeschmolzener 4 Tastkugel, 5 Objektiv- und 6 Tubuslinse und 7 Kamerasensor) [351] und (d) Fasertaster UNC Charlotte (1 LWL, 2 Kollimationslinse, 3 LWL mit angeschmolzener Tastkugel, 4 Objektivlinse, 5 Umlekspiegel, 6 Tubuslinse, 7 Strahlteiler und 8 Kamerasensor) [439]

Bei dem Fasertaster der Firma Werth Messtechnik GmbH wird die laterale Position des Tastelementes mit einem Kamerasystem erfasst [351, 398, 419]. Als Taststift dient eine gezogene Glasfaser (\emptyset 15 µm) mit einer angeschmolzenen Tastkugel (\emptyset 25 µm). Die Tastkugel wird mit einer LED über die Glasfaser beleuchtet. Die Tastkugel befindet sich in der Fokusebene des Kamerasystems (vgl. Abbildung 9.9c). Das gestreute Licht der Tastkugel wird als heller Fleck auf dem Kamerasensor abgebildet, während die Faser außerhalb der Fokusebene liegt und nicht scharf abgebildet wird. Die Tastkugelposition wird durch Bildverarbeitung bestimmt, wofür eine Auflösung von < 50 nm angegeben wird. Eine Erweiterung um eine vertikale Messung ist mit einer seitlich angeordneten Kamera und an der Faser angeschmolzenen Marke möglich.

An der University of North Carolina at Charlotte wurde in Zusammenarbeit mit dem NIST ein anderer Fasertaster aufgebaut und untersucht [279, 439]. Eine Glasfaser mit einem Durchmesser von 50 µm und einer Länge von 20 mm wurde an einem Ende fixiert und am anderen Ende eine Tastkugel mit einem Durchmesser von 75 µm aufgeklebt. Das kollimierte Laserlicht aus zwei Lichtwellenleitern dient zur seitlichen Beleuchtung der Glasfaser mehrere Millimeter oberhalb der Tastkugel (vgl. Abbildung 9.9d). Die Glasfaser wirkt als Zylinderlinse und fokussiert das Licht jeweils auf eine Linie. Diese Linien werden mit Mikroskopobjektiven, Umlenkspiegeln und Tubuslinsen vergrößert und jeweils auf eine Hälfte eines Kamerasensors geführt. Durch die Linsenwirkung erscheint das Schattenbild der Faser dunkel, während in der Mitte eine helle Linie abgebildet wird. Durch Bildverarbeitung wird aus diesen beiden Linien die laterale Tastelementauslenkung ermittelt, wofür eine Auflösung von ca. 10 nm angegeben wird. Die vertikale Tastelementauslenkung kann aus der Krümmung der Faser bei der Stauchung ermittelt werden. Die Nachteile der Fasertaster sind die gegenüber den Adhäsionskräften geringeren lateralen Messkräfte [439].

9.2.4 Taktile 3-D-Tastsysteme

Die 3-D-Tastsysteme erlauben es, aus den Messsignalen die Richtung der Messkraft zwischen Tastelement und Messobjekt zu bestimmen. Hierzu sind mindestens drei Signale erforderlich, die sich eindeutig den drei Koordinatenachsen als Auslenkungs- oder Messkraftvektor zuordnen lassen. Die Messkraft- bzw. Flächennormalenvektoren sind für die Durchführungen von Freiformscans erforderlich. Der Messkraftvektor wird zusätzlich zur Korrektur des Tastkugelradius und der Biegung des Tasterschaftes genutzt. Bei den Tastsystemen werden verschiedenste Messverfahren zur Auslenkungsmessung eingesetzt.

9.2.4.1 Optische Auslenkungsmessung

Das 3-D-Tastsystem der Southern Taiwan University of Technology basiert auf zwei DVD-Leseköpfen (vgl. Abbildung 9.10a) [64]. An dem kreuzförmigen Träger des Tasters sind zwei kleine Spiegel befestigt. Einer der Leseköpfe mit fester Fokuslinse dient als Fokussensor zur Messung der vertikalen Auslenkung. Bei dem zweiten Lesekopf wurden die Fokussierlinse und das Beugungsgitter entfernt und der Sensor als Autokollimator in den Aufbau integriert. Dieser Sensor erfasst an dem zweiten Spiegel die Drehung um die lateralen Achsen bzw. die laterale



Abbildung 9.10: Taktile 3-D-Tastsysteme mit optischer Auslenkungsmessung mit: (a) einem Fokussensor und Autokollimator (1 Fokussensor, 2 Autokollimator, 3 Taststift mit Tastelement, 4 modifizierte DVD-Leseköpfe und 5 federnde Tasteraufhängung)) [64], (b) vier Fokussensoren (1 Fokussensor, 2 Spiegelplatte, 3 Taststift mit Tastelement und 4 federnde Tasteraufhängung) [477], (c) einer Anordnung von drei Lichtzeigersystemen (1 LWL mit Kollimationslinse, 2 Umlenkspiegel, 3 Taststift mit Tastelement, 4 Quadrantendiode und 5 federnde Tasteraufhängung) [472] und (d) einer zweiachsigen Messung der Strahlablenkung hinter einer Kugellinse (1 LWL mit Kollimationslinse, 2 Kugellinse, 3 Taststift mit Tastelement, 4 Quadrantendiode und 5 federnde Tasteraufhängung) [137]

Auslenkung des Tastelementes.

Bei dem Taster der Hefei University of Technology werden vier Fokussensoren zur Auslenkungsmessung an einer kreuzförmigen Platte mit vier kleinen Spiegeln genutzt (vgl. Abbildung 9.10b) [477]. Die vertikale Bewegung wird aus dem Mittelwert und die Drehungen um die x- und y-Achsen werden aus den beiden Differenzen der Sensorsignale ermittelt. An der mit Mikrodrähten federnd aufgehängten Platte ist eine Glasfaser mit angeschmolzener Tastkugel befestigt.

Eine optische Auslenkungsmessung mit drei Lichtzeigersystemen wurde von der Technischen Universität Eindhoven vorgestellt [472]. Die drei Messspiegel müssen am Taster mit unterschiedlichen Flächennormalenrichtungen befestigt sein. Als Lichtquelle dienen drei fasergekoppelte Laserdioden, deren kollimierten Strahlen nach der Reflexion an den beweglichen Messspiegelen auf die Quadrantendioden gelangen (vgl. Abbildung 9.10c). Aus den Signalen der Quandrantendioden kann die dreidimensionale Auslenkung des Tastelementes ermittelt werden.

Ein anderer Ansatz wurde mit der Verwendung einer Kugellinse an einem nach oben verlängerten Taststift von der Universität Tokio vorgeschlagen [137]. Zwei kollimierte, rechtwinklig zueinander und zum Taster verlaufende Laserstrahlen scheiden sich in der Kugellinse und gelangen fokussiert auf zwei Quadrantendioden (vgl. Abbildung 9.10d). Die Dioden erfassen jeweils eine laterale und die vertikale Auslenkung des Tastelementes aus den Strahlschwerpunkten.

9.2.4.2 Kapazitive Auslenkungsmessung

Eine weitere Möglichkeit zur Auslenkungserfassung besteht mit der kapazitiven Wegmessung mit mindestens drei Sensoren. Diese können den Koordinatenachsen zugeordnet oder nur in der vertikalen Achse messen. Der von der Universität Tianjin vorgestellte Taster nutzt vier Sensoren, um die vertikale Bewegung (Mittelwert aller Sensoren) und die Drehungen um die x- und y-Achse (Differenz von jeweils zwei Sensoren) einer Platte zu erfassen (vgl. Abbildung 9.11a) [507]. Diese Platte ist fest mit dem Taststift verbunden. Der Taststift (\emptyset 0,2 mm) ist über eine runde Federmembran mit dem Gehäuse verbunden (Tastkugel \emptyset 0,25 mm).

Das tribological probe microscope (TPM) der University of Warwick enthält eine kreuzförmige Kupfer-Beryllium-Membran, welche als Federelement und gleichzeitig als gemeinsame Elektrode für vier kapazitive Wegmesssysteme dient (vgl. Abbildung 9.11b) [243]. Am Membranmittelpunkt sind ein Permanentmagnet und ein Siliziumstab mit einer Diamantspitze mit einem Spitzenradius von 100 nm befestigt. Mit einer gehäusefesten Spule wird über einen Strom die vertikale Messkraft eingestellt. Zwei der kapazitiven Wegsensoren dienen zur Detektion der Topografie (vertikale Auslenkung). Das Differenzsignal der beiden andern Sensoren wird zur Erfassung der Reibkraft genutzt. Mit einer Tastkugel könnte der Taster auch als 3-D-Messsystem eingesetzt werden.

Anstelle einer Membran wurden im Tastersystem des NPL drei einzelne 50 µm dicke Kupfer-Beryllium-Blattfedern eingesetzt (vgl. Abbildung 9.11c). An den drei losen Enden sind kleine Scheiben als Gegenelektroden der drei kapazitiven Sensoren sowie der sternförmige Träger des Taststifts aus drei Wolfram-Karbid-Röhrchen und einer Verbindungplatte befestigt. Die Masse der beweglichen Teile des Tasters beträgt nur 0,35 g. Am Taststift (\emptyset 0,2 mm) ist eine Ru-



Abbildung 9.11: Taktile 3-D-Tastsysteme mit kapazitiver Auslenkungsmessung: (a) Taster der Tianjin Universität (1 kapazitiver Sensor, 2 runde Gegenelektrode, 3 Taststift mit Tastelement und federnde 4 Tasteraufhängung (Membran) [507], (b) tribological probe microscope (1 Spule, 2 Permanentmagnet, 3 kreuzförmige Kupfer-Beryllium-Membran, 4 Silliziumstab mit Tastelement und 5 kapazitiver Sensor) [243] und (c) NPL-Taster (1 Kupfer-Beryllium-Blattfeder, 2 Gegenelektroden, 3 kapazitiver Sensor, 4 Wolfram-Karbid-Röhrchen und Verbindungsplatte und 5 Taststift mit Tastelement) [234]

bintastkugel ($\emptyset 0,3$ mm) angeklebt. Für den Taster wird eine nominelle Messkraft von 0,1 mN und eine isotrope Steifigkeit von 10 N/m angegeben [190, 191, 234, 481]. Dieser Taster wurde in die NMM-1 integriert, untersucht und für verschiedenste Messaufgaben genutzt (vgl. Abbildung 9.12a). Entsprechend der Sensitivitätskonstante von 0,8 V/µm und dem Spannungsbereich von ± 10 V steht ein Messbereich der kapazitiven Wegmessung von 25 µm zu Verfügung. Mit den 16-Bit-A/D-Wandlern der NMM-1 wird eine Messauflösung von 0,38 nm erreicht.

Bei einer Weiterentwickelung von der Firma *IBS PE* wurden der sternförmige Träger und die Blattfedern aus Invar hergestellt (vgl. Abbildung 9.12b) [192]. Die Masse der beweglichen Teile des Tasters wurde auf 0,16 g reduziert. Am Taststift aus Wolframkarbid wurde eine Rubinkugel



Abbildung 9.12: Taktile 3-D-Tastsysteme mit (a) kapazitiver Auslenkungsmessung des NPL in der NMM-1 und (b) der Firma *IBS PE* [192] sowie mit (c) induktiver Auslenkungsmessung der Firma MECARTEX [118]

 $(\emptyset 0,5 \text{ mm})$ befestigt. Für den Taster wird eine isotrope Steifigkeit von 70 N/m angegeben.

9.2.4.3 Induktive Auslenkungsmessung

Der in einem Verbund entwickelte und vom METAS eingesetzte Taster beruht auf einer Parallelkinematik mit Einkörpergelenken [118, 256, 257, 258, 260, 455, 456]. Das System wurde aus einem Aluminiumkörper durch Fräsen und Drahterosion hergestellt und erlaubt nur translatorische Bewegungen, die mit drei induktiven Wegaufnehmer gemessen werden (vgl. Abbildung 9.12c). Für den Taster wird eine isotrope Steifigkeit von 20 N/m und ein Messbereich von $\pm 0,2 \text{ mm}$ angegeben. Durch eine Weglimitierung auf $\pm 0,5 \text{ mm}$ und die Tasterwechseleinrichtung können Taster mit unterschiedlichen Tastkugelradien und Anordnungen (z. B. Sterntaster) eingesetzt werden. Die Masse der beweglichen Teile des Tastsystems beträgt 7 g, deren Schwerkraft durch einstellbare Permanentmagneten kompensiert wird.

9.2.4.4 Piezoresistive Auslenkungsmessung

Die resistive Auslenkungsdetektion mit Dehnungsmessstreifen wird vorzugsweise bei Tastern mit höherer Steifigkeit in Koordinatenmessgeräten eingesetzt [321]. Meist wird bei Mikrotastern die piezoresistive Auslenkungsmessung mit Federelementen aus Silizium mit integrierten Dehnungssensoren eingesetzt. Diese weisen jedoch eine höhere Bruchempfindlichkeit auf.

Basierend auf den in [347] vorgestellten Ergebnissen wurde der Taster Gannen-XP von der Firma Xpress Precision Engineering entwickelt (vgl. Abbildung 9.13b) [31, 32, 33, 503, 504]. Die Anordnung ähnelt dem NPL-Taster, wobei die feste und die bewegliche Rahmenstruktur sowie die Federelemente zusammenhängend aus Silizium gefertigt sind (vgl. Abbildung 9.13a). Die Deformationen der drei Federn werden mit drei Messbrücken erfasst. Die Masse des beweglichen Teils beträgt 34 mg. Für den Taster werden isotrope Steifigkeiten von 150 N/m bis 300 N/m angegeben. Bei einem Tasterwechsel wird der Taster inklusive der Siliziumstruktur getauscht. Das Messsignalrauschen wird mit ca. 2 nm, der Messbereich mit 10 µm und die Bruchgrenze mit 200 µm angegeben [504]. Dieser Taster wurde in die NMM-1 integriert und untersucht [179].

In dem Messgerät F25 (vgl. Abbildung 9.14b S. 107) werden Siliziumtaster mit vier Messbrücken auf vier Federelementen in einer Kreuzanordnung verwendet [418]. Jedes Federelement ist als steifer Körper mit zwei Einkörpergelenken ausgeführt (vgl. Abbildung 9.14a). An beiden





(b)

Abbildung 9.13:

Taktiles 3-D-Tastsystem mit piezoresistiver Auslenkungsmessung Gannen-XP: (a) Siliziumtaster und(b) Taster in der NMM-1 [504]



Abbildung 9.14:

Taktiles 3-D-Tastsystem mit piezoresistiver Auslenkungsmessung der F25: (a) Siliziumtaster und (b) vollständiger Taster in der F25 [57]

Gelenken sind je zwei Dehnungssensoren integriert. In der Mitte ist der Taststift (\emptyset 50 µm bis 500 µm) mit der Tastkugel (\emptyset 80 µm bis 700 µm) befestigt [56]. Für den Taster wird eine Steifigkeit von 4 kN/m (x, y) bzw. 1 kN/m (z) und Messauflösung von < 10 nm angegeben [56, 361, 362]. Der Taster kann nur mit der Siliziumstruktur gewechselt werden [387]. Ausgangspunkt für die Entwicklung waren Taster der Technischen Universität Braunschweig [34, 50, 338].

Die Taster der Technischen Universität Braunschweig besitzen verschiedene Membrandesigns und 5 mm lange Taststifte (Tastkugel $\emptyset 0,3$ mm, vgl. Abbildung 9.15a). Die Steifigkeiten einer 25 µm dicken Vollmembran liegen bei 0,8 kN/m für die lateralen und bei 20 kN/m für die vertikale Messrichtung [50, 107, 459]. Als Auslenkungen sind lateral 100 µm und vertikal 25 µm zulässig. Als Auflösung werden lateral 8 nm und vertikal 1,7 nm angegeben [459]. Die derzeitige Halterung und Kontaktierung der Siliziumstruktur mit einer Leiterkarte gestattet nur den Wechsel des Tasters, wenn das gesamte Tastsystem aus der NMM-1 entnommen wird [107].

Ein ähnlicher Taster mit Kreuzmembran wurde an der Universität Tianjin entwickelt (vgl. Abbildung 9.16a) [237]. Die Biegebalken sind 450 µm lang und 150 µm breit. Der Taster wurde mit einer NMM-1 untersucht (vgl. Abbildung 9.16b). Die Siliziumstruktur ist ebenfalls an einer Leiterkarte befestigt und kann nicht in der NMM-1 gewechselt werden.

9.2.4.5 Interferenzoptische Auslenkungsmessung

Eine Eigenentwicklung stellt das zum Patent angemeldete Messsystem zur Erfassung der Translation und der Kippung einer kleinen spiegelnden Oberfläche dar. Die vertikale Tasterauslenkung





Abbildung 9.15:

Taktiles 3-D-Tastsystem mit piezoresistiver Auslenkungsmessung der TU Braunschweig: (a) Siliziumtaster mit Vollmembran [338] und (b) vollständiger Taster in der NMM-1

(a)



(a)

Abbildung 9.16:

Taktiles 3-D-Tastsystem mit piezoresistiver Auslenkungsmessung der Tianjin Universität: (a) Siliziumtaster mit Kreuzmembran und (b) vollständiger Taster an der NMM-1 [237]

wird interferenzoptisch und die lateralen Auslenkungen werden mit einem Deflexionsmesssystem erfasst [382]. Das System stellt eine Erweiterung des im Abschnitt 6.2.2 auf S. 57 f. beschriebenen polarisationsoptischen Homodyninterferometers mit Planspiegelreflektor dar. Der Messarm wurde durch einen polarisationsneutralen Strahlteiler und eine Linse zur Fokussierung des Messstrahls auf die Messobjektoberfläche ergänzt (vgl. Abbildung 9.17a). Nach der Reflexion am Messspiegel wird der kollimierte Strahl teilweise zur interferometrischen Auswertung sowie zur Deflexionsmessung genutzt. Zur Störinterferenzunterdrückung durchläuft der Strahl einen zusätzlichen polarisierenden Strahlteilerwürfel bevor er auf die Quadrantendiode gelangt. Eine Kippung des Messspiegels bewirkt einen Parallelversatz des kollimierten Strahls und ein Auswandern auf der Quadrantendiode. Die Messauflösung der Winkelmessung ist von der Brennweite der Fokussierlinse f und dem Weg s auf der Quadrantendiode abhängig. Der Parallelversatz führt in der interferometrischen Auswertebaugruppe zu einer Verschlechterung des Interferenzkontrastes.



Abbildung 9.17: Interferenzoptisches Messsystem zur Erfassung der Translation und der Kippung einer Oberfläche: (a) ursprüngliche Anordnung und (b) vereinfachte Anordnung (1 LWL, 2 Kollimatorlinse, 3 Polfilter, 4 polarisierender Strahlteiler, 5 λ /4-Platte, 6 Referenzspiegel, 7 Auswertekombination, 8 neutraler Strahlteiler, 9 Fokussierlinse, 10 Messobjekt, 11 polarisierender Strahlteiler zur Störinterferenzunterdrückung, 12 Umlenkspiegel und 13 Quadrantendiode)



Abbildung 9.18:

Interferenzoptisches taktiles 3-D-Tastsystem mit Halbleitermembran: (a) Tastsystem in der NMM-1 und (b) Prinzip der Tasteranordnung (1 interferenzoptisches Messsystem, 2 Halbleitermembran, 3 angeklebter Taststift mit Tastelement, 4 spiegelnde Fläche der Membranoberseite)

Aus den Berechnungen zur Dimensionierung der Anordnung und der Abbildung F.3 S. 209 geht hervor, dass die Interferenzkontraständerungen bei kleinen Strahlradien am geringsten sind (vgl. Anhang F S. 207). Die Auswerteblende hat auf die interferometrische Auswertung nur einen geringen Einfluss, da Messobjekt und Fokussierlinse wie ein kippinvarianter Reflektor wirken. Für erste Untersuchungen wurde ein piezoresistiver Taster der TU Braunschweig mit dem interferenzoptischen Messsystem nach Abbildung 9.17a kombiniert. Die Antastung in z-Richtung führt zu einer Deformation der Siliziummembran in Richtung des Interferometers (vgl. Abbildung 9.18b). Lateral an dem Tastelement angreifende Kräfte führen zu Drehmomenten und Kippungen des Taststifts. Das Tastsystem (vgl. Abbildung 9.18a) wurde untersucht und bereits für vielfältige Messungen erfolgreich eingesetzt [13]. Als nachteilig erwies sich die hohe Bruchempfindlichkeit der Siliziummembran und das Fehlen eines Tasterwechselsystems.

Bei der Anordnung nach Abbildung 9.17a treten trotz der verschiedenen Maßnahmen zur Störinterferenzunterdrückung bei Messungen an den Tastermembranen Störinterferenzen und signifikante Messabweichungen der Quadrantendiodensignale auf [13]. Die Abbildung 9.17b zeigt eine Anordnung, mit der diese eliminiert und gleichzeitig die Anzahl der Bauteile reduziert werden konnte. Grundlage hierfür ist die geometrische Trennung von hin- und rücklaufendem Strahl im Messarm, die durch einen außermittigen Strahldurchgang durch die Fokussierlinse erreicht wird (vgl. Abbildung 9.17b). Der reflektierte Strahl durchläuft die Fokussierlinse auf der entgegengesetzten Seite. Die räumliche Trennung gestattet es, den polarisationsneutralen Strahlteiler nur im rücklaufenden Messstrahl anzuordnen und den Intensitätsverlust durch die Strahlteilung des hinlaufenden Messstrahls zu vermeiden. Für die interferometrische Messung muss der rücklaufenden Referenzstrahl sich geometrisch mit dem Messstrahl überlagern und mit einer gleichen Anordnung im Referenzarm parallel versetzt werden (vgl. Abbildung 9.17b).

Die Auslenkungsmessung kann direkt auf der polierten Endfläche des Taststifts erfolgen (vgl. Abbildung 9.19a). Der Taststift muss an einem Federelement befestigt werden, dass er sich bei der Antastung vertikal bewegen und um die lateralen Achsen drehen kann. Die Federelemente können aus kriecharmen und bruchunempfindlichen Werkstoffen wie Kupfer-Beryllium oder Invar 36[®] hergestellt werden. Bei der Weiterentwicklung des Tasters wurde die Membran so gestaltet, dass keine Verdrehung um die Tasterachse auftritt sowie sehr hohe laterale Steifigkeiten in der Mem-



Abbildung 9.19: Interferenzoptisches taktiles 3-D-Tastsystem mit Metallmembran und Tasterwechseleinrichtung: (a) Prinzip der Tasteranordnung, (b) Membransystem und (c) Tasterwechselsystem (1 interferenzoptisches Messsystem, 2 Metallmembran, 3 Taststift mit Tastelement, 4 Tasterwechselplatte, 5 Magnet und 6 Wegbegrenzung)

branebene gewährleistet sind (vgl. Abbildung 9.19b). Weiterhin kann mit dem Verhältnis von Taststiftlänge zu dem wirksamen Radius der Federelemente $(1:\sqrt{2})$ eine isotrope Messkraft am Tastelement erreicht werden. Für die vielfältigen Mess- und Kalibrieraufgaben ist ein Austausch des Tasters erforderlich. Deshalb wurde eine Tasterwechseleinrichtung mit einer Dreipunktlagerung aus drei Kugeln-V-Nut-Paarungen in einer 120°-Anordnung vorgesehen. Der Taststift und die drei Kugeln werden in eine Tasterwechselplatte eingepresst (vgl. Abbildung 9.19c). Mit drei Magneten auf der Membranoberseite werden die Kugeln der Tasterwechselplatte von unten in die V-Nuten an der Membran gezogen. Da die Haltekraft größer als die maximalen Messkräfte sein muss, ist für den Tasterwechsel eine Überlastsicherung der Membran erforderlich. An der Membranversteifung (vgl. Abbildung 9.19c) dienen die drei Enden als Wegbegrenzung nach oben und unten. Das Tastsystem wird derzeit aufgebaut und ist in der Abbildung 9.20 zu sehen.



Abbildung 9.20: Taktiles 3-D-Tastsystem mit Metallmembran und Tasterwechseleinrichtung

9.3 Rasterkraftsensoren

Die Rasterkraftsensoren sind die bisher am häufigsten in den NMM-1 genutzten Tastsysteme. Sie ermöglichen Oberflächenmessungen mit lateralen Auflösungen bis in den Sub-Nanometerbereich über Scanlängen von einigen Millimetern. Die Maschinen wurden entweder in Kombination mit AFM-Messköpfen der Firmen S.I.S. oder DME ausgeliefert oder von den Kunden durch AFM-Messköpfe bzw. Rasterkraftsensoren ergänzt [77, 357]. Über die letzten Jahre wurden zusätzlich verschiedene Rasterkraftsensoren für die NMM-1 entwickelt [75, 84, 97, 250].

Im Gegensatz zu den 3-D-Tastern werden bei Rasterkraftsensoren einfache, fotolithografisch hergestellte Federbalken (cantilever) mit einer Tastspitze eingesetzt. An einer schmalen Stirnseite des Halterungschips steht der Biegebalken über (vgl. Abbildungen 9.21a). Die Abmessungen des Biegebalkens sind von der Arbeitsweise und den genutzten Wechselwirkungen abhängig. Cantilever mit Längen von ca. 300 µm bis 500 µm und einer Breite von ca. 50 µm werden für Messungen im contact mode genutzt. Die geringen Federsteifigkeiten von ca. $0.2 \,\mathrm{N/m}$ verhindern eine Zerstörung von Spitze und Messobjekt und bedingen eine niedrige Resonanzfrequenz von 10 kHz bis 20 kHz. Für die Messungen im non-contact mode oder intermitted-contact mode werden kürzere Biegebalken mit Längen von $125\,\mu\text{m}$ bis $225\,\mu\text{m}$ und einer Breite von $30\,\mu\text{m}$ bis $40\,\mu\text{m}$ eingesetzt. Die höheren Federsteifigkeiten von $0.7 \,\mathrm{N/m}$ bis $40 \,\mathrm{N/m}$ führen zu höheren Resonanzfrequenzen von 45 kHz bis 350 kHz. Diese ermöglichen eine Anregung zu einer Biegeschwingung und Auswertung der Dämpfung bei Annäherung an das Messobjekt. Am Ende des cantilever's befindet sich eine Spitze, die verschiedenartig ausgeformt sein kann (z. B. pyramidenförmig, vgl. Abbildung 9.21b). Primär waren Rasterkraftmikroskope Systeme für 2¹/₂-D-Messungen, wobei die Kraftwirkung und Auslenkung in Richtung der Tastspitze genutzt wurde. Für Messungen an tiefen und feinen Strukturen wurden immer dünnere und längere Spitzen mit höheren Aspektverhältnissen eingesetzt (vgl. Abbildung 9.21c). Eine 3-D-Messung ist mit diesen Systemen jedoch nicht möglich. Mit dem critical dimension atomic force microscope (CD-AFM) "Dimension X3DTM" von der Firma Veeco wurde die laterale Antastung mit einem kugel- oder tellerförmigen Tastelement (vgl. Abbildung 9.21d) für Seitenwandmessungen eingeführt [416, 417, 468]. Der cantilever wird zusätzlich niederfrequenter in lateraler Richtung bewegt [251]. Die hochfrequente



Abbildung 9.21: Cantilever der Rasterkraftmikroskopie: (a) 1 Halterungschip mit 2 cantilever,
(b) normale AFM-Spitze [282], (c) Spitze mit hohem Aspektverhältnis (high aspect ratio tip)
[450] und (d) Spitze für Seitenwandmessungen (critical dimension re-entrant tip) [450]

vertikale *cantilever*-Schwingung wird bei Annäherung an das Messobjekt gedämpft. Durch die laterale Bewegung wird die Schwingungsamplitude zusätzlich sinusförmig moduliert. Aus dem Signal kann die Antastrichtung in der Ebene der Schwingung und Lateralbewegung ermittelt werden. Eine Modulation in beiden lateralen Richtungen mit zwei unterschiedlichen Frequenzen oder mit gleicher Frequenz auf einer Kreisbahn ermöglicht bei taktilen Betragstastsystemen die Detektion der Messkraftrichtung [309, 497].

Bei Messkräften in z- und y-Richtung an der Tastspitze treten entsprechend des Gleichungssystems (9.1) Auslenkungen der Tastspitze in z- und y-Richtung auf (vgl. Abbildung 9.22a) [306]. Zur Vereinfachung der Gleichungen wurde die Federkonstante der Biegung bei Belastung in z-Richtung $c = c_{zz}$ zur Berechnung herangezogen. Die Länge l, Breite b und Höhe h des Biegebalkens sowie die Tastspitzenlänge l_{tip} sind für die Berechnung erforderlich.

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \left(\frac{2l_{\rm tip}^2}{l^2} + \frac{h^2}{b^2}\right) \frac{1}{c} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3l_{\rm tip}^2}{l^2c} & \frac{3}{2}\frac{l_{\rm tip}}{lc} \\ 0 & \frac{3l_{\rm tip}^2}{l^2c} & \frac{1}{c} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_{\rm x} \\ F_{\rm y} \\ F_{\rm z} \end{pmatrix} \quad \text{mit} \quad c = c_{\rm zz} = \frac{3EJ_{\rm z}}{l^3} \tag{9.1}$$

Bei einer Messkraft in x-Richtung tritt neben einer zu vernachlässigenden Biegung (vgl. Abbildung 9.22b) eine signifikante Torsion des *cantilever's* auf (vgl. Abbildung 9.22c). Beide Deformationen führen zu einer lateralen Auslenkung der Tastspitze quer zum *cantilever*. Die meisten Auslenkungsmesssysteme der Rasterkraftsensoren können von der Oberseite des *cantilever's* nur die Verschiebung z in z-Richtung oder die Kippungen φ_x und φ_y um die x- und y-Achsen erfassen. Die laterale Messkraft F_x quer zum *cantilever* ruft nur eine Kippung φ_y um die y-Achse hervor (vgl. Gleichungssystem (9.2)). Die Kippung φ_x um die x-Achse kann von den beiden anderen Messkräften F_y und F_z verursacht werden [306].



Abbildung 9.22: Biegung und Auslenkung des *cantilever's* und der Tastspitze bei einer: (a) vertikalen Messkraft F_z und lateralen Messkraft in Richtung des *cantilever's* F_y sowie lateralen Messkraft quer zum *cantilever* F_x (Biegung (b) und Torsion (c)) [306]

Unter Verwendung aller Messsignale z, φ_x und φ_y kann entsprechend des Gleichungssystems (9.3) der Messkraftvektor \vec{F} an der Messspitze eindeutig ermittelt werden.

$$\vec{F} = \begin{pmatrix} F_{\rm x} \\ F_{\rm y} \\ F_{\rm z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & \frac{l^2 c}{2l_{\rm tip}} \\ -\frac{2lc}{l_{\rm tip}} & \frac{4l^2 c}{3l_{\rm tip}} & 0 \\ 4c & 2lc & 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} z \\ \varphi_{\rm x} \\ \varphi_{\rm y} \end{pmatrix}$$
(9.3)

Die Systeme zur Auslenkungsdetektion des *cantilever's* unterscheiden sich nach den detektierbaren Messgrößen z, φ_x und φ_y und den Wirkungsweisen und werden nachfolgend dargestellt.

9.3.1 Optische Auslenkungsmessung

Die Wegmessung z kann mit Fokussensoren am cantilever erfolgen [187, 349]. Für erste Rasterkraftmikroskopmessungen mit der NMM-1 wurde der Fokussensor (vgl. Abschnitt 9.1.1 S. 94) um eine cantilever-Halterung erweitert (vgl. Abbildungen 9.23a und 9.23b) [84]. Die Oberseite des cantilever's muss sich im Brennpunkt der Objektivlinse befinden, um den linearen Messbereich des Fokussensors zu nutzen. In der PTB wurde der Rasterkraftsensor des Rasterkraftmikroskops Veritekt-3 mit Fokussensor der Firma Carl Zeiss Jena in die NMM-1 integriert [77, 394].

Die meisten Rasterkraftsensoren arbeiten mit einer **Winkelmessung** von φ_x und φ_y mittels **Deflexionsmesssystems** und erfassen die Auslenkung nach dem Lichtzeigerprinzip. Der Strahl einer Laserdiode wird auf die Oberseite des *cantilever's* fokussiert [386, 409]. Der reflektierte Strahl trifft zur Erfassung auf eine Quadrantendiode und wandert bei einer Biegung oder Torsion des *cantilever's* lateral aus (vgl. Abbildung 9.24a). Die für die Empfindlichkeit erforderliche große Brennweite der Fokussierlinse ruft einen großen Lichtfleck auf dem *cantilever* hervor. Dieser sollte jedoch kleiner als die Breite des *cantilever's* sein, um störende Reflexionen vom Messobjekt und Messabweichungen zu verhindern [185]. Das in [385] vorgeschlagene System nutzt einen nach der Reflexion kollimierten Messstrahl zur Deflexionsmessung. Zur Vermeidung von Störinterferenzen durchläuft der Messstrahl die Fokussierlinse außermittig (vgl. Abbildung 9.24b).

Seltener werden interferometrische Wegmesssysteme zur Erfassung der Auslenkung eingesetzt, da diese keine Erfassung der Torsion des *cantilever's* erlauben. Bei Rasterkraftsensoren mit Faserinterferometern wird das Licht einer Laserdiode in eine Monomodefaser eingekoppelt und durchläuft einen y-Koppler (vgl. Abbildung 9.25a) [19]. Am Faserende wird ein Teil des Lichtes reflektiert während der größte Teil austritt und von der Oberseite des dicht davor angeordneten



Abbildung 9.23: Rasterkraftsensoren mit Fokussensor: (a) Prinzip und (b) cantilever-Vorsatz (1 hologram-laser-photodiode unit, 2 Kollimationslinse, 3 polarisierender Strahlteilerwürfel, 4 Objektivlinse, 5 cantilever, 6 Messobjekt und 7 Kamerasystem)



Abbildung 9.24: Rasterkraftsensoren mit Deflexionsmesssystem: (a) Prinzip des Standardsystems und (b) System mit kollimiertem Laserstrahl [385] (1 Laserdiode, 2 Fokussierlinse, 3 *cantilever*, 4 Messobjekt, 5 Quadrantendiode, 6 Kollimationslinse und 7 Umlenkspiegel)

cantilever's reflektiert wird. Ein Teil des Lichtes tritt wieder in die Faser ein und gelangt über den y-Koppler zu einem Fotoempfänger. Das Licht vom cantilever überlagert sich mit dem am Faserende reflektierten Licht und interferiert. Da die Interferenz nur mit einem Empfänger erfasst werden kann, ist eine eindeutige Wegmessung nur in den linearen Kennlinienabschnitten möglich [479]. Der cantilever wird vor der Messung mit einem Piezoelement in einen dieser periodisch vorhandenen Messbereiche (ca. 1/4 der Signalperiode) verschoben [19]. Der Anstieg der Kennlinie (positiv oder negativ) muss in Abhängigkeit von der Messkraftregelung gewählt werden, um einen gegengekoppelten Regelkreis zu realisieren [396]. Erfolgt die Kraftregelung oder der Scan durch Bewegung des cantilever's, so muss das Faserende zusammen mit dem cantilever bewegt werden und es ist ein zusätzliches Wegmesssystem für die Erfassung der Piezoverschiebung erforderlich. Das UltraObjective mit Faserinterferometer der Firma Surface Imaging Systems wurde als weiterer Rasterkraftsensor in die NMM-1 integriert und untersucht [165, 180]. An sehr ebenen Stufenhöhennormalen wurden Messungen mit Scanbewegungen des UltraObjective durchgeführt (vgl. Abbildung 9.25b). Der Röhrchenscanner bewirkte eine systematische Abweichung der Höhenmessung von einigen Nanometern, die auf die Bewegung des Rohrendes auf einer Kreisbahn zurückzuführen waren. Bei anschließenden Messungen wurde der Piezoaktuator des UltraObjective's nur zur Messkraftregelung genutzt, während die NMM-1 die Scanbewegung durchführte. Die Messungen zeigten keine systematischen Ebenheitsabweichungen. Der Vergleich mit nachfolgenden Messungen, bei denen die Messkraftregelung und Scanbewegung nur durch die NMM-1 erfolgten, offenbarte weitere Messabweichungen des UltraObjective. Ursachen dafür waren die Hysterese und das Kriechen des Piezoaktuators sowie das Fehlen eines Wegmesssystems für die Piezobewegung. Aufgrund der höheren Masse des Tisches der NMM-1 und langsameren Antast-



Abbildung 9.25: Rasterkraftsensor mit Faserinterferometer: (a) Prinzip (1 Laserlichtquelle, 2 Monomode-LWL mit Y-Koppler, 3 LWL-Stecker, 4 *cantilever*, 5 Messobjekt und 6 Fotoempfänger) [396] und (b) Rasterkraftsensor *UltraObjective* an der NMM-1 regelung musste die Scangeschwindigkeit stark reduziert werden. Die nachfolgenden Messungen, bei denen das UltraObjective als aktives Tastsystem genutzt wurde, erlaubten wieder höhere Scangeschwindigkeiten. Während das UltraObjective nur um einen festen Arbeitspunkt in der Mitte des Piezostellbereiches schnelle Kraft- und Höhenkorrekturen vornahm, wurden durch die NMM-1 langsamere Höhenänderungen der Messobjektoberfläche ausgeglichen. Der Piezoaktuator verursachte durch die geringeren Stellwege deutlich kleinere Messabweichungen. Weiterhin konnten durch den um ein vielfaches größeren Messbereich der NMM-1 Scans über wesentlich größere laterale Bereiche mit höherer Messpunktanzahl und größeren Höhenunterschieden des Messobjekts durchgeführt werden. In [19] S. 350 ff. werden weitere Interferometervarianten zur Auslenkungsmessung aufgezeigt, die den Laserstrahl auf die Oberseite des *cantilever's* fokussieren und bei denen der reflektierte Strahl kollimiert in die Interferometeranordnung gelangt.

Alle bisher dargestellten optischen Auslenkungsmesssysteme der Rasterkraftsensoren erlauben keine eindeutige Ermittlung des Messkraftvektors \vec{F} an der Tastspitze, da sie entweder nur eine Wegmessung (Fokussensor, Interferometer) oder Winkelmessung (Deflexionsmesssystem) gestatten. Zusätzlich führen die Reibkräfte bei Scans im contact-mode mit einem Faserinterferometer und einem Deflexionsmesssystem zu signifikanten Unterschieden bei den gemessenen Topografien [134]. Eine gleichzeitige Erfassung der Weg- und Winkelsignale z, φ_x und φ_y auf der Oberseite des cantilever's ist für die Ermittlung des Messkraftvektors \vec{F} entsprechend der Gleichung (9.3) S. 113 erforderlich. Das im Abschnitt 9.2.4.5 S. 107 vorgestellte interferenzoptische Messsystem erlaubt eine solche Messung [382]. Ein erster Rasterkraftsensor mit diesen Messsystem wurde in Zusammenarbeit mit der PTB entwickelt, aufgebaut und untersucht [97, 98, 99, 100]. Das System ist eine Kombination aus Deflexionsmesssystem und interferometrischen Wegmesssystem mit gemeinsamen Messstrahl auf dem cantilever. Das Messsystem wurde mit einem cantilever-Wechselsystem, einer Justiervorrichtung für den cantilever, einer Mikroskopkamera und einem Piezoaktuator für eine schnellere Messkraftregelung (aktives Tastsystem) ergänzt (vgl. Abbildung 9.26). Bei deaktiviertem Piezoaktuator (passives Tastsystem) kann aus den detektierbaren Messgrößen z, φ_x und φ_y der Messkraftvektor \vec{F} an der Tastspitze vollständig bestimmt werden (vgl. Gleichung (9.3) S. 113). Dieses System kann somit im Unterschied zu anderen Rasterkraftsensorsystemen eine 3-D-Antastung von Messobjekten im contact-mode durchführen. Hierfür müssen cantilever mit Mikrotastkugeln als Tastelement eingesetzt werden [81, 82, 83]. Bei aktiviertem Piezoaktuator (aktives Tastsystem) wird das Interferometer zur Wegmessung von Auslenkung und Piezoverschiebung auf der cantilever-Rückseite eingesetzt.

Im Laufe der Weiterentwicklung wurde das cantilever-Wechselsystem ersetzt [12]. Die neue Wechselplatte wird aus einem ferromagnetischen Material durch Laserschneiden und Einpressen von drei 1 mm-Stahlkugeln hergestellt. Die Wechselplatte wird durch Dauermagneten von unten in drei V-Nuten gezogen (vgl. Abbildungen 9.27a und 9.27b). Dieses Wechselsystem erlaubt einen einfachen Austausch der cantilever. Oberhalb der drei V-Nuten wurde jeweils ein Piezoelement zur Schwingungsanregung für den intermitted contact mode angeordnet. Dieser metrologische Rasterkraftsensor wurde erfolgreich für vielfältigste Oberflächenmessungen eingesetzt.



Abbildung 9.26: Rasterkraftsensor mit interferenzoptischen Messsystem zur Auslenkungsmessung: (a) Vorsatz zum Wechsel und zur Justage des *cantilever's* (ursprüngliches Wechselsystem) sowie Piezoaktuator zur Messkraftregelung und (b) Gesamtsystem in der NMM-1



Abbildung 9.27: Modifiziertes Wechselsystem des Rasterkraftsensors: (a) Prinzip, (b) Wechselsystem mit Magneten und V-Nuten und (c) montiertes Wechselsystem mit Wechselplatte und cantilever (1 Messsystem, 2 Justierelemente, 3 Piezoaktuator, 4 shaker piezo, 5 Wechselsystem, 6 Wechselplatte, 7 Magnet, 8 cantilever und 9 Messobjekt)

9.3.2 Piezoresistive Auslenkungsmessung

Eine weitere Methode zur Auslenkungserfassung ist die piezoresistive Messung der Dehnung am cantilever. An dem Übergangsbereich zum Trägerchip tritt die größte Dehnung auf. An dieser Stelle werden vier Messwiderstände integriert und zu einer wheatstoneschen Messbrücke zusammengeschaltet [19]. Das Messsignal ist proportional zum Weg z bzw. der Messkraftkomponente F_z an der Tastspitze [19, 322, 366]. Da diese cantilever außer der Elektronik keine weiteren Komponenten benötigen, eignen sie sich für Mehrfachanordnungen als cantilever array [350].

9.4 Tunnelstromtaster

Als weiteres Antastprinzip wurde an der NMM-1 die Tunnelstrommessung für elektrisch leitende Messobjekte eingesetzt. Auf der Basis eines kommerziellen Tunnelstromverstärkers wurde für die NMM-1 ein Sensor mit einer aus Platin-Iridium-Draht geschnittenen Spitze entwickelt und untersucht [12, 354]. Während der Messung ist das Tastelement mit dem Eingang eines Vorverstärkers verbunden und an das Messobjekt eine Vorspannung von 0 bis 2,5 V angelegt. Die Verkabelung muss so kurz wie möglich, geschirmt und ohne Masseschleifen ausgeführt sein.

Eine Nutzung der Tunnelstrommessung für Oberflächenmessungen (2¹/2-D-Messung) mit kugelförmigem Tastelement (\emptyset 0,3 mm) an der NMM-1 wurde in [480, 483, 485] vorgestellt. Das Tunnelstromsignal ist ein richtungsunabhängiges Signal für den Betrag des Abstandes $|\vec{d}|$ zwischen Tastelement und Messobjekt. Bei Oberflächenmessungen wird das Signal meist der Komponente d_z zugeordnet und die Antastung erfolgt in Richtung der z-Achse. Durch eine Zuordnung des Tunnelstromsignals zu einer anderen Koordinatenachse könnten Messungen an einzelnen Seitenflächen des Messobjekts erfolgen [207, 251, 270].

Für 3-D-Messungen ist der Vektor des Abstandes $\vec{d} = (d_x, d_y, d_z)$ erforderlich. Für Betragstastsysteme kann dieser nur durch eine zusätzliche Modulation mit sinusförmigen Bewegungen gewonnen werden. Beispielsweise wird das Tastelement des 2-D-Tasters aus [309] auf einer Kreisbahn bewegt und der periodisch bei Kontakt mit dem Messobjekt fließende Strom erfasst. Aus der Phasenlage des periodischen Stromsignals zur Kreisbewegung kann die Richtung der Antastung in der Ebene der Kreisbahn ermittelt werden. Dieses Prinzip wird auch bei den Rasterkraftsensoren für die 3-D-Messungen eingesetzt [251]. In [497] wird für einen taktilen 3-D-Taster eine Anregung mit drei verschiedenen Frequenzen, welche den unterschiedlichen Eigenfrequenzen des Tasters in den drei Koordinatenrichtungen entsprechen, vorgeschlagen. Die Dämpfung der Schwingungen bei Kontakt mit dem Messobjekt wird mit Piezoelementen erfasst und mit drei lock-in-Verstärkern ausgewertet. Das gleiche Prinzip kann auch für andere Betragstastsysteme und die Tunnelstrommessung eingesetzt werden. Das Tastelement wird mit einem dreiachsigen Piezoaktuator mit drei harmonischen Signalen unterschiedlicher Frequenz in den drei Koordinatenrichtungen bewegt (vgl. Abbildung 9.28a). Bei Annäherung an das Messobjekt treten in dem Tunnelstromsignal je nach Antastrichtung die Anregungsfrequenzen auf. Aus den drei Signalamplituden kann der Richtungsvektor der Antastung ermittelt werden. Die Signalamplituden kann mit drei dual phase lock-in-amplifier, an deren Signaleingängen jeweils das verstärkte Tunnelstromsignal und Referenzeingängen die Signale der Sinusgeneratoren oder die Messsignale von



Abbildung 9.28:

3-D-Tunnelstromtaster: (b) Tastermit kugelförmigem Tastelement unddreiachsigem Piezoaktuator und(b) Taster in der NMM-1



Abbildung 9.29: 3-D-STM-System (1 Taster, 2 Messobjekt, 3 Wechselsystem, 4 Isolationsring, 5 Tunnelstromverstärker, 6 dreiachsiger Piezoaktuator, 7 Piezoverstärker, 8 Sinusgenerator, 9 dual phase lock-in-amplifier und 10 Regelungssystem)

zusätzlichen Wegmesssystemen der Aktoren angeschlossen sind, erfolgen (vgl. Abbildung 9.29). Der 3-D-Tunnelstromtaster wurde in die NMM-1 integriert (vgl. Abbildung 9.28b) und derzeit werden Untersuchungen zur Richtungsdetektion durchgeführt.

9.5 Ausrichtung und Kalibrierung von Tastsystemen

9.5.1 Ausrichtung auf den Abbepunkt

Die abbefehlerfreie Messung wird durch die prinzipielle Messanordnung der Nanomessmaschinen gewährleistet. Neben der Justage des Strahlschnittpunktes der Interferometer ist zusätzlich die Ausrichtung des Tastelements auf diesen Schnittpunkt (Abbepunkt) erforderlich. Eine Justage ist anhand der Schattenbilder des Tastelementes möglich. In [142] wird die Auswertung anhand der Änderung der Lichtleistung auf einem flächigen Fotoempfänger vorgeschlagen. Hierfür ist jeweils eine theoretische Voruntersuchung mit der Geometrie und den Abmessungen jedes einzelnen Tastsystems erforderlich. Eine einfachere Variante besteht in der Auswertung des Schattenbildes mit einer Kamera. Zur Leistungsabschwächung muss vor dem Kamerasensor ein drehbarer Polfilter angeordnet werden (vgl. Abbildung 9.30a). Anhand des Kamerabildes wird das Tastelement mit dem Strahlschwerpunkt des Messstrahls zur Deckung gebracht. Dieses Verfahren lässt sich nur für Systeme mit einem Tastelement einsetzen.

Eine weitere Möglichkeit besteht mit der Messung der Abweichungen erster Ordnung bei Verkippung der Messspiegelecke und eines Messobjekts mit ebenen Oberflächen (z. B. Würfel). Durch



Abbildung 9.30: Methoden zur Ausrichtung des Antastsystems auf den Abbepunkt: (a) Schattenbildauswertung mit Kamerasensor, (b) laterale und (c) vertikale Ausrichtung mit Messung der Abweichungen erster Ordnung (1 x- oder y-Interferometer, 2 Messspiegelecke, 3 Taster, 4 drehbarer Polarisationsfilter, 5 Kamerasensor, 6 Messobjekt und 7 z-Interferometer)

die Änderung der Sollwerte der Winkelregelung kann die Messspiegelecke der NMM-1 in einem Bereich von ca. $\pm 10''$ gekippt werden. Während dieser Kippung werden die Messwerte der Interferometer und des Tastsystems aufgezeichnet. Aus der Änderung der gemessen Länge Δl_1 und dem bekannten Kippwinkel φ kann nach Gleichung (3.1) S. 24 der seitliche Versatz *s* errechnet und zur Justage der Tastsystemposition genutzt werden. Die lateralen Versätze werden durch Messungen auf einer horizontalen Fläche mit separaten Kippungen um die x-Achse (Versatz in y-Richtung) und y-Achse (Versatz in x-Richtung) aus den Messwerten des Tastsystems und Interferometers der z-Achse ermittelt (vgl. Abbildung 9.30b). Der vertikale Versatz wird an einer vertikalen Fläche gemessen (vgl. Abbildung 9.30c). Entweder werden die Messwerte der x-Achse ausgewertet und um die y-Achse gekippt oder umgekehrt.

9.5.2 Tastsystemauslenkung

Die Signale der Tastsysteme werden meist mit den A/D-Wandlern der Nanomessmaschine erfasst. Die A/D-Wandlerwerte \vec{a} stehen nachfolgend für einen Messwert der Wegauslenkung \vec{d} und müssen entsprechend umgerechnet werden. Die Umrechnung erfolgt in der DSP-Einheit der NMM-1 anhand von Polynomkoeffizienten. Diese Koeffizienten könnten aus Parameterangaben zum Tastsystem und zur A/D-Wandlung ermittelt werden. Aufgrund von Parameterstreuungen, des Materials und Oberflächenbeschaffenheit der Messobjekte, der Einbaulage des Tastsystems usw. können signifikante Messabweichungen entstehen. Für Messungen mit höchster Präzision ist eine Kalibrierung des Tastsystems vor der Messung erforderlich. Bei optischen Tastsystemen wie dem Fokussensor ist nur eine Kalibrierung für die Berechnung des Auslenkungsvektors derforderlich. Taktile Tastsysteme benötigen zusätzlich eine Kalibrierung der Federkonstanten für die Berechnung des Messkraftvektors \vec{F} sowie eine Kalibrierung der Form des Tastelementes. Die Kalibrierung der Auslenkung erfolgt oft mit zusätzlichen Messeinrichtungen außerhalb des Messgeräts [32, 93]. Die rückgeführten Längenmesssysteme der Nanomessmaschinen gestatten eine Kalibrierung in Einbaulage in der Maschine und mit dem selben Datenerfassungssystem wie bei den nachfolgenden Messungen. Speziell für die NMM-1 wurde ein Algorithmus entwickelt, mit dem die Polynomkoeffizienten zur Berechnung des Auslenkungsvektors \vec{d} für jedes Tastsystem in beliebiger Einbaulage ermittelt werden können. Die Tastsysteme besitzen jeweils eine spezielle Richtcharakteristik bzw. richtungsabhängige Empfindlichkeit des Messsignals von der Tastsystemauslenkung [481]. Diese muss durch eine Kalibrierung mit unterschiedlichen Antastrichtungen ermittelt werden [321]. Zielstellung der Kalibrierung ist die Bestimmung einer Sensitivitätsmatrix \mathbf{K}_{d} , mit der aus dem A/D-Wandlerwertvektor \vec{a} =(1, a_{0} , a_{0}^{2} , a_{0}^{3} , a_{1} , a_{1}^{2} , a_{1}^{3} , a_{2} , a_{2}^{2} , a_{3}^{3} , a_{3} , a_{3}^{2} , a_{3} $a_3^3, a_4, a_4^2, a_4^3, a_5, a_5^2, a_5^3, l_a$) (in Digit, Digit², Digit³ oder m) der Auslenkungsvektor $\vec{d} = (d_x, d_y, d_z)$ (in m) berechnet werden kann. Die Kalibrierung erfolgt, indem eine Fläche mit dem Tastsystem in Kontakt gebracht und das Tastsystem über seinen Messbereich ausgelenkt wird. Die Fläche wird in Richtung der Flächennormalen \overline{N}_{ijk} des Antastpunktes mit konstanter Geschwindigkeit bewegt. Währenddessen werden die Messwerte der Interferometer der NMM-1 und der Auslenkungsmesssysteme des Tastsystems synchron aufgezeichnet. Die Kalibrierung kann am einfachs-



Abbildung 9.31: Kalibrierung der Auslenkung in z-Richtung: (a) Anordnung zur Kalibrierung (1 Würfel und 2 Tastelement) und (b) Kalibrierkurve (1 Bereich ohne Kontakt und 2 Bereich mit Kontakt)

ten an ebenen Flächen, die zu den Koordinatenachsen der Nanomessmaschine ausgerichtet sind, mit Bewegungen in einzelnen Koordinatenachsen erfolgen. In Abbildung 9.31a ist die Anordnung zur Kalibrierung an einer horizontalen Fläche und in Abbildung 9.31b ein zugehöriges Auslenkungssignal in Abhängigkeit von Position der Fläche dargestellt. Das Tastsystem ist zunächst nicht in Kontakt mit der Fläche und das Auslenkungssignal weist einen konstanten Wert auf. Nach dem Kontakt mit der Fläche sollte das Auslenkungssignal eine definierte Abhängigkeit von der Position der Fläche aufweisen. Für 1-D-Tastsysteme ist diese Kalibriermessung ausreichend. Für den Bereich mit Kontakt kann eine Regression zur Ermittlung von Polynomkoeffizienten durchgeführt werden, deren offset-Koeffizient die Tischposition bei der Kalibrierung beinhaltet. In das Polynom wird der mittlere A/D-Wandlerwert für den Bereich ohne Kontakt eingesetzt und das Ergebnis vom offset-Koeffizienten abgezogen. Die Polynomkoeffizienten können nachfolgend für Messungen mit dem 1-D-Taster genutzt werden.

Bei 3-D-Tastsystemen sind mindestens zwei weitere Kalibriermessungen an Flächen mit Flächennormalen in x- und y-Richtung erforderlich. Die Abbildung 9.32a und 9.32b zeigen die beiden an einem Würfel möglichen Flächen zur Kalibrierung in x-Richtung mit Flächennormalen in negativer und positiver x-Koordinatenrichtung. Eine äquivalente Messung muss auch in y-Richtung durchgeführt werden. In der Kurve der positionsabhängigen Auslenkung (vgl. Abbildung 9.32c) sind die beiden Abschnitte mit Kontakt und die Bereiche ohne Kontakt zu sehen. Die Ermittlung der Kennlinienkoeffizienten muss mit einer Regression über die Abschnitte der positiven



Abbildung 9.32: Kalibrierung der Auslenkung in x-Richtung: (a) Anordnung zur Kalibrierung in negativer Koordinatenrichtung, (b) Anordnung zur Kalibrierung in positiver Koordinatenrichtung, (c) Kalibrierkurven (1 Bereich ohne Kontakt, 2 Bereich mit Kontakt in positiver Koordinatenrichtung und 3 Bereich mit Kontakt in negativer Koordinatenrichtung) und (d) modifizierte Kennlinie ohne Positionsdifferenz für Regression

und negativen Auslenkung erfolgen. Die Summe aus der Kantenlänge b des Würfels und dem Tastkugeldurchmesser 2r müsste zu den Tischpositionswerten der aufgezeichneten Kennlinie in positiver Richtung addiert werden, um zu einer durchgängigen Kennlinie zu gelangen (vgl. Abbildung 9.32d). Diese Angaben sind meist nur unzureichend genau oder nicht bekannt. Die Zielstellung der Kalibrierung ist eine Regression der Koeffizientenmatrix $K_{\rm d}$, die neben den Empfindlichkeiten des Tastsystems auch die Einbaulage des Tastsystems berücksichtigt. Deshalb muss für jede der drei Interferometerachsen eine einzige Regression über alle aufgezeichneten Kalibrierkurven berechnet werden. Bei der Kalibriermessung müssen immer alle A/D-Wandlerkanäle und die drei Interferometerwerte der x-, y- und z-Achse aufgezeichnet werden. Für den Kontaktbereich der einzelnen Kalibriermessungen werden jeweils drei Regressionsgeraden aus den vom Offset befreiten und quadratisch summierten A/D-Wandlerwerten und den Interferometerwerten der drei Messachsen gebildet. Die Betragsbildung für das Tastsystem ist erforderlich, da zu diesem Zeitpunkt noch keine Zuordnung der A/D-Wandlerwerte zu einer Koordinatenachse bekannt ist. Aus den Geradengleichungen werden die Offsetwerte der Interferometerwerte ermittelt und jeweils abgezogen. Nachfolgend werden die Kalibrierkurven zusammengefasst und je nach Tastsystem entweder einer linearen, quadratischen oder kubischen Regression zugeführt. Für das Skript zur Auswertung der Kalibriermessungen sind Angaben über die verwendeten A/D-Wandlereingänge sowie die Bewegungsachsen bei der Kalibrierung (1-D-, 2-D- oder 3-D-Tastsystem) erforderlich. Bei 1-D- oder 2-D-Tastsystemen erfolgt damit gleichzeitig die Festlegung der Einbaulage. Das Regressionsergebnis die Koeffizientenmatrix $K_{\rm d}$ wird nachfolgend in der NMM-1 zur Berechnung des Auslenkungsvektors \vec{d} des Tasters aus dem Vektor der A/D-Wandlerwerte \vec{a} genutzt. Diese Variante der Auswertung der Kalibrierung ermöglicht es auch, Messungen an schräg zu den Koordinatenachsen stehenden Flächen durchzuführen. Somit kann bei der Kalibrierung auch die Richtcharakteristik berücksichtigt werden [485]. Nach einer Vorkalibrierung an einem ausgerichteten Würfel können die Kalibriermessungen an einer Kugel erfolgen. Der Kugelmittelpunkt muss zuvor durch Punktmessungen oder Scans bestimmt werden, um die nominellen Antastpunkte und Antastrichtungen für die Kalibriermessung berechnen zu können. Alle Kalibriermessungen werden mit einer Datenaufzeichnung bei der Vor- und Rückwärtsbewegung durchgeführt, um eventuelle Hysteresen des Tastsystems erkennen zu können. Beim Lösen des Kontakts kann das Tastelement am Kalibrierartefakt durch attraktive Kräfte (z. B. durch einen Wasserfilm) haften bleiben. Nach der Überschreitung der Ablösekraft ist das Tastsystem in entgegengesetzter Richtung ausgelenkt (Zugkraft) und geht mit einer Schwingung in den unausgelenkten Zustand über. Diese Schwingung kann je nach Dämpfungsgrad und Amplitude die Kalibrierung negativ beeinflussen und muss bei der Auswertung ausgeschlossen werden.

Für aktive Tastsysteme mit Positioniersystem muss eine zweite Kalibrierung für das Positioniersystem des Tasters erfolgen. Die erste Kalibriermessung wird mit deaktiviertem Messkraftregler des Tastsystems durchgeführt. Dabei wird zunächst die Koeffizientenmatrix \mathbf{K}_{d} für den Auslenkungsvektor $\vec{d}=(d_x, d_y, d_z)$ ermittelt. Die nachfolgende Kalibriermessung wird in gleicher Weise mit aktiviertem Messkraftregler des Tastsystems durchgeführt. Dabei wird die Sensitivitätsmatrix \mathbf{K}_{p} für den Positionsvektor $\vec{p}=(p_x, p_y, p_z)$ bestimmt. Viele der bisher eingesetzten Tastsysteme zeigten über längere Messzeiten signifikante Driften der offset-Werte. Diese werden meist durch Umweltabhängigkeiten (Temperatur, Feuchtigkeit) oder Kriecherscheinungen nach Belastungswechseln hervorgerufen. Da die meisten Messungen nur kurze Messzeiten benötigen und häufig nur relative Messdaten erforderlich sind (z. B. Verlauf der Höhenwerte bei Topografiemessungen oder Stufenhöhenmessungen) kann vor den jeweiligen Messungen eine Korrektur der offset-Werte erfolgen. Hierfür wäre normalerweise eine vollständige Kalibrierung mit Messungen am Kalibrierartefakt erforderlich. Unter der Annahme, dass sich die Empfindlichkeiten nicht ändern (lineare, quadratische und kubische Polynomkoeffizienten), kann durch eine Messung der offset-Werte und nachfolgende Regression mit korrigierten A/D-Wandlerwerten dieser Einfluss kompensiert werden.

9.5.3 Messkraft taktiler Tastsysteme

Für taktile Tastsysteme ist zusätzlich eine Kalibrierung der Messkraft notwendig. Nur durch eine definierte Messkraft ist es möglich, eventuelle Wasserfilme auf dem Messobjekt und dem Tastelement zu durchdringen und einen reproduzierbaren Kontakt herzustellen. Die Größe der Messkraft richtet sich nach den Größen und den Werkstoffen des Tastelementes und des Messobjekts. Die Messkraft erzeugt eine hertzsche Pressung an der Kontaktstelle zwischen dem Tastelement und Messobjekt [173]. Der Betrag der Messkraft sollte so limitiert sein, dass keine plastischen Verformungen von Messobjekt und Tastelement auftreten können. Da die Abplattung signifikante Messabweichungen hervorruft, sollte die Kalibriermessung für die Auslenkung, wenn möglich am Messobjekt durchgeführt werden, um nachfolgend bei der Messung identische Abplattungen zu erhalten. Entsprechend der Messkraft biegt oder staucht sich der Tasterschaft und führt zu einer abweichenden Position des Tastelementes in Bezug auf den Festpunktpunkt des Tasterschaftes. Diese Abweichung tritt auch bei der Kalibrierung der Auslenkung auf, wird somit bei den nachfolgenden Messungen automatisch kompensiert [285]. Die Steifigkeit und Messkraft des Tastsystems kann richtungsabhängig sein und muss bei der Antastung sowie der Messablaufsteuerung berücksichtigt werden. Die Kalibrierung der Messkraft eines Tastsystems erfolgt meist mit Waagen oder speziellen Kraftmesseinrichtungen für kleine Messkräfte [64, 284, 339]. Die Messkräfte und Federkonstanten der cantilever der Rasterkraftmikroskope werden zum Teil mit Waagen [212, 213], aber auch mit alternativen Verfahren kalibriert [312]. Für Einzelpunktmessungen kann der Einfluss der Messkraft aus dem Messergebnis herausgerechnet werden, indem an jedem Messpunkt eine vollständige Antastkurve aufgezeichnet und anschließend durch Extrapolation auf den Antastpunkt ohne Messkraft ($|\vec{F}| = 0$) geschlossen wird [481, 228]. Für Scanmessungen kann die gleiche Extrapolation auf der Grundlage der Auslenkungskalibrierung erfolgen [13].

9.5.4 Formabweichungen des Tastelementes

Bei Messung mit einem 3-D-Taster wird mit dem Messergebnis die Koordinate des Mittelpunktes der Tastkugel angegeben. Der eigentliche Kontaktpunkt des Tastelementes mit dem Messobjekt muss mit einer Tastelementkorrektur und dem kalibrierten Radius r des Tastelementes ermittelt

werden. Bei Koordinatenmessgeräten werden die Tastkugeln mit einer kalibrierten Referenzkugel als Messobjekt kalibriert [285, 297]. Mit dem bekannten Radius der Referenzkugel kann aus den Messergebnissen der Radius des Tastelementes bestimmt werden (vgl. Abbildung 9.33a). In Abhängigkeit vom Größenverhältnis der Tast- und Referenzkugel kann die untere Halbkugel der Tastkugel vollständig und die obere Halbkugel teilweise kalibriert werden.

In [63] wird für Mikrotastkugeln die Rekonstruktion aus Kamerabildern mit telezentrischen Strahlengang, die jeweils nach einer Drehung des Tasters um einen Winkel von 30° aufgenommen wurden, vorgeschlagen (vgl. Abbildung 9.33b). Für die Ermittlung des Radius und der Radiusabweichungen wird eine Wiederholbarkeit von 0,5 µm angegeben [63].

In [438] wird eine Kalibrierung des Tastkugelradius an einer Schneide vorgeschlagen. Da die Schneide einen, gegenüber dem Tastkugelradius, sehr kleinen Schneidenradius von ca. 10 nm aufweist, kann dieser nahezu vernachlässigt werden. Die Messung erfolgt auf einem Meridian der Kugel. Für Messungen entlang anderer Meridiane müsste die Schneide nach jeder Messung mit einem definierten Winkel um die Tasterachse gedreht werden. Durch einen gleichzeitig möglichen lateralen Versatz der Schneide geht der Bezug zum Tastkugelmittelpunkt verloren. Die Zuordnung könnte durch Regression eines Kreisbogens in jede Meridianmessung und Bestimmung des Mittelpunktes erfolgen. Die Abmessungen der Schneide erlauben nur eine Kalibrierung der unteren Halbkugel des Tastelementes. Ähnliche Messungen werden zur Charakterisierung der *cantilever*-Spitzen eingesetzt [74, 486].

Mit der in Abbildung 9.33d dargestellten Methode zur Überprüfung der Tastkugelkalibrierung kann der Tastkugeldurchmesser am Äquator der Tastkugel ermittelt werden [285]. Das Endmaß muss nach jeder Messung mit einem definierten Winkel um die Tasterachse gedreht werden. Durch diese Drehung kann sich das Endmaß auch lateral verlagern, wodurch der Bezug zum Tastkugelmittelpunkt verloren geht und nur eine Angabe des Durchmessers erlaubt. Für Messungen unter- oder oberhalb des Äquators müsste die Endmaßkombination geneigt werden.



Abbildung 9.33: Anordnungen zur Kalibrierung des Tastelementradius: (a) Messung an Kugel (1 Taster, 2 Referenzkugel oder weiterer Taster und 3 Summe der Kugelradien $r_{\text{tas}} + r_{\text{ref}}$), (b) Kameramessung mit telezentrischen Strahlengang (4 Beleuchtung und 5 Kamera) [63], (c) Messung an Schneide (6 Schneide und 7 Summe von Kugel- und Schneidenradius $r_{\text{tas}} + r_{\text{sch}}$) [438] und (d) Messung an Endmaßkombination (8 Hauptendmaß und 9 Nebenendmaße) [285]



Abbildung 9.34:

Tastelementkorrektur bei 3-D-Tastern (1 Messobjekt, 2 Tastelement, 3 vorgegebene Flächenormale \vec{N}_{ijk}), 4 tatsächliche Flächennormale $\vec{N}_{ijk} = f(x,y,z)$), 5 Tastelement-Korrekturvektor \vec{T}_a , 6 reale Oberfläche, 7 Messpunktkurve und 8 rekonstruierte Oberfläche

Für Messungen nach dem Verfahren nach Abbildung 9.33a müssen die Radien der Referenzkugel mit einer Unsicherheit von weniger als 10 nm bekannt sein. Solche Referenzkugeln sind derzeit nicht verfügbar. Einen Ansatz zur hochgenauen Vermessung stellt der vom Dreiplattentest abgeleitete Dreikugeltest dar [226, 228, 455]. Hierfür ist eine Wechseleinrichtung für das Tastelement und den Taststift erforderlich, da jede der drei Kugeln als Tastelement und als Messobjekt angeordnet werden muss. Die Bestimmung der Kugeloberfläche erfordert eine Messreihe mit einer schrittweisen Drehung des Messobjekts. Die Größe des Winkelschritts beeinflusst dabei die verbleibenden Restabweichungen der Kalibrierung. Ein Dreikugeltest wurde bisher nur im schweizer Staatsinstitut METAS durchgeführt, bei dem die Winkelschritte von 120° durch Drehungen des Tasters und Wechsel der Kugel-V-Nut-Paarung der kinematischen Lagerung realisiert wurden [226, 228, 455].

Bei Einzelpunktantastungen oder Scans mit Vorgabe der Antastrichtung wird der Korrekturradius $r = f(\vec{N}_{ijk})$ als Funktion der vorgegebenen Flächennormale ermittelt und mit entgegengesetzter Richtung als Tastelement-Korrekturvektor \vec{T}_a genutzt [296]. Die vorgegebene Flächennormale kann aufgrund der Kontur des Messobjekts von der tatsächlichen Flächennormale \vec{N}_{ijk} abweichen. Da die tatsächliche Flächennormale nur mit dem Messkraftvektor \vec{F} approximiert werden kann, ist für die Korrektur die Kenntnis der richtungsabhängigen Federkonstanten von entscheidender Bedeutung. Durch zusätzlich auftretende Reibkräfte zwischen dem Messobjekt und Tastelement kann der Messkraftvektor bei Scans von der Flächennormale abweichen. In Abbildung 9.34 ist die Rekonstruktion auf der Basis der tatsächlichen Flächennormale $\vec{N}_{iik} = f(x,y,z) \approx \vec{F}/|\vec{F}|$ dargestellt.

Aufgrund der Größe des Tastelementes kommt es bei den Messungen der realen Oberfläche zu einer Filterung, welche sich mit einer Dilatation beschreiben lässt [74, 486]. Zur Auswertung der Messkurve muss die Oberfläche durch Erosion rekonstruiert werden. Durch diese ist eine vollständige Rekonstruktion der realen Oberfläche nicht möglich. Vertiefungen, die kleiner als das Tastelement sind, können nicht gemessen werden [481]. Das Tastelement muss entsprechend an die Messaufgabe und das Messobjekt angepasst sein. Bei genügender Anzahl und Dichte der Messpunkte kann die Erosion auch ohne Flächennormale erfolgen (z. B. bei Scans). Umgekehrt kann diese Methode auch zur Ermittlung der Form des Tastelementes eingesetzt werden. Scans auf rauen Oberflächen mit gleichverteilten Wellenlängen der Strukturen der Oberfläche erlauben eine *blind tip estimation* [247, 471]. Dieses Verfahren wird vorzugsweise zur Charakterisierung von Rasterkraftsensorspitzen eingesetzt.

Kapitel 10

Messwerterfassung und -verarbeitung

Eine wichtige Komponente der Nanomessmaschinen ist das System zur Messwerterfassung und -verarbeitung. Dieses System ist mit seiner Hard- und Software wesentlich für die messtechnischen Eigenschaften (Messauflösung, Messunsicherheiten, Regeldynamik usw.) verantwortlich. Nachfolgend sollen das Versorgungs- und Auswertungsgerät und dessen Teilsysteme, das Prinzip der Messwertverarbeitung, die Software und Messablaufsteuerung dargestellt werden.

10.1 Versorgungs- und Auswertungsgerät der NMM-1

Die Mess- und Antriebssysteme der NMM-1 benötigen Laser und eine umfangreiche Elektronik zur Versorgung, Messwerterfassung und -verarbeitung. Um den störenden Einfluss der Verlustwärme auf den mechanischen, optischen Grundaufbau der Maschine zu vermeiden, wurden diese in ein abgesetztes Versorgungs- und Auswertungsgerät integriert. Die Systeme sind über trennbare optische und elektrische Leitungen verbunden. Das Versorgungs- und Auswertungsgerät besteht aus einem Gehäusesystem mit Lüftung und Stromversorgung und vier 19-Zoll-Einschüben: der Laser-, Interferometer-, DSP- und Motoreinheit (vgl. Abbildung 3.4 S. 26).

Die Interferometer werden durch trennbare polarisationserhaltende Monomode-Lichtwellenleiter mit Licht von drei frequenzstabilisierten He-Ne-Lasern versorgt. Die Stabilisierung erfolgt am Nebenstrahl nach dem Zwei-Moden-Vergleichsverfahren, bei dem die Intensitäten der zwei Moden des He-Ne-Lasers auf einem konstanten Verhältnis gehalten werden [499]. Hierfür wird über die Heizwicklung und die thermische Ausdehnung des Laserrohres der Abstand der Resonatorspiegel beeinflusst. Durch eine polarisationsoptische Strahlteilung gelangt vom Hauptstrahl nur eine der beiden Moden ($\lambda_{vac} = 632,991234$ nm) in den Lichtwellenleiter (vgl. Abbildung 10.1a). Am Ausgang des Lichtwellenleiters steht eine Lichtleistung von ca. 1 mW zur Verfügung. Zur Unterdrückung von Rückreflexionen ist zwischen dem polarisierenden Strahlteiler und der Lichtwellenleitereinkopplung ein Faradayisolator angeordnet (vgl. Abbildung 10.1b). Das Regelungssystem wird hauptsächlich durch äußere Temperaturänderungen beeinflusst. Deshalb wurde die Lasereinheit als unterstes Einschubmodul in das Gehäusesystem integriert. Der Stabilisierungsstatus wird mit TTL-Signalen an die DSP-Einheit zur Fehlerüberwachung übermittelt.

Die Interferometereinheit dient der Vorverarbeitung der Messsignale der Interferometer und Winkelsensoren. In diesem System kommen verschiedene Einschubmodule der Firma SIOS Meßtechnik GmbH zum Einsatz. Diese dienen zur Verstärkung, Offset- und Amplitudenregelung



Abbildung 10.1: Frequenzstabilisierter He-Ne-Laser: (a) prinzipieller Aufbau und (b) Lasermodul der NMM-1 (1 He-Ne-Laser, 2 Faradayisolator, 3 Lichtwellenleitereinkopplung, 4 Regelelektronik, 5 polarisierender Strahlteilerwürfel, 6 Fotoempfänger, 7 Regler und 8 Verstärker)

der sinusförmigen Interferometersignale (EM-05 und RG-01) sowie der Verstärkung und richtungsabhängigen Addition und Subtraktion und Normierung der Winkelsensorsignale. Diese Signale werden als analoge Spannungssignale an die DSP-Einheit weitergeleitet. Die Vorverarbeitungskarten der beiden Winkelsensoren verfügen jeweils über eine fasergekoppelte Infrarot-LED $(\lambda = 840 \text{ nm})$ zur Lichtversorgung der Sensoren [308]. Am Faserausgang des Multimode-LWL mit 62,5 µm Kerndurchmesser stehen für den Sensor ca. 0,3 mW zur Verfügung. Die ursprünglichen Umweltmesskarten wurden durch eine mehrkanalige Karte mit erhöhter Temperaturmessauflösung, einem zusätzlichem Temperaturkanal zur Erfassung der Messobjekttemperatur und einer zusätzlichen Feuchtemessung ersetzt. Die Temperatur-, Druck- und Feuchtemesswerte werden über eine RS-232-Schnittstelle zur DSP-Einheit übertragen.

Die berechneten Stellsignale der Positions- und Winkelregler gelangen als analoge Spannungssignale (±10 V) zu der Motoreinheit. Deren zentrale Bestandteile sind sechs Verstärkerkarten, welche die erforderliche Ausgangsleistung für die Tauchspulantriebe bereitstellen können. Zwei der Verstärker sind der x- und y-Achse und vier der z-Achse zugeordnet. Ursprünglich wurden als Endstufen einfache Spannungsverstärker eingesetzt (vgl. Abbildung 10.2a). Zur Erhöhung der Grenzfrequenz und Verbesserung der Positionsregelung wurden diese durch Verstärker mit einer Ausgangsstromregelung ersetzt (vgl. Abbildung 10.2b). Da sich die Antriebe der x- und y-Achse von der z-Achse unterscheiden, wurden bei der Dimensionierung der Verstärkerkarten unterschiedliche Widerstände (R_{Lo} =4,6 Ω bzw. 17,8 Ω), Induktivitäten (L_{Lo} =3 mH bzw. 2,8 mH) und maximale Dauerströme (I_{max} =1,5 A bzw. 0,68 A) berücksichtigt (vgl. Abbildung 10.2c). Die Grenzfrequenzen der Verstärker mit angeschlossenen Antrieben konnten um den Faktor 5 bis 10 erhöht werden. Neben den Stellsignalen werden in einem separaten Kabel digitale Steuerund Statussignale für die Verstärker (*enable* und *fault*) mit der DSP-Einheit ausgetauscht. Die Motoren sind über drei Kabel mit größeren Aderquerschnitten an der Motoreinheit angeschlossen. Durch diese Kabel sind zusätzlich die Endlagenschalter der x-, y- und z-Achse des Positio-



Abbildung 10.2: Motorverstärker: Endstufe des (a) ursprünglichen Spannungsverstärkers und des (b) Verstärkers mit Stromregelung (1 Spule des Antriebs) und (c) Verstärkerkarte

niersystems mit der Motoreinheit verbunden. Die Endlagensignale werden unverändert an die DSP-Einheit weitergeleitet.

10.2 DSP-Einheit

Die DSP-Einheit ist das zentrale Modul zur Messwerterfassung und -verarbeitung, Messablaufsteuerung und Positions- und Winkelregelung sowie Stellgrößenausgabe. Die Demodulationsund A/D-Wandlerbaugruppen dienen zur synchronen Erfassung der Messsignale der Längen-, Winkel- und Antastsensoren. Nach der rechentechnischen Messwertverarbeitung durch einen digitalen Signalprozessor (DSP) werden die Stellsignale des Regelungssystems durch D/A-Wandler ausgegeben und an die Motorverstärker der Motoreinheit weitergeleitet. Der Anwender steuert den Messablauf und die Datenerfassung über einen PC, der mit der NMM-1 durch ein USB-Kabel verbunden ist. Entsprechend ihrer Bedeutung wurden in den letzten Jahren die meisten Modifikationen an der DSP-Einheit durchgeführt. Neben Fehlerbereinigungen waren dies Verbesserungen und Erweiterungen der Elektronik zur Anpassung an immer komplexere Messanforderungen. Es wurden Änderungen der auf dem DSP TMS320C31 beruhenden Einheit sowie eine Neuentwicklung einer DSP-Einheit auf der Basis des TMS320C6713B durchgeführt. Das Prinzipbild der DSP-Einheit der NMM-1 ist in der Abbildung 10.3 dargestellt. Das USB-Modul auf der Ba-



Abbildung 10.3:

Aufbau der DSP-Einheit mit dem digitalen Signalprozessor TMS320C31 (1 Demodulationsmodul mit < 0,1 nm Auflösung, 16-Bit-D/A-Wandler und RS-232-Schnittstelle, 2 A/D- und D/A-Wandlermodul mit je 2 16-Bit-A/Dund 16-Bit-D/A-Wandlern) sis des USB 1.1 Bausteins PDIUSBD12D ist über einen 8-Bit-Datenbus mit dem DSP-Modul D.Module.c31eco der Firma D.SignT verbunden. Die Datenübertragung im *polling*-Modus zwischen den beiden Modulen begrenzt die Transferrate an der USB-Schnittstelle auf einen Wert der unter den spezifizierten Transferraten eines USB-Bulktransfers im *full speed*-Modus liegt [10]. Damit werden die Kanalanzahl und die Messpunktanzahl der Messdatenspeicherung limitiert. Nach Auslösung des Messinterrupts werden die Messdaten über den 16-Bit-Datenbus aus den Demodulationsmodulen und A/D- und D/A-Wandlermodulen mit einer *sampling*-Rate von 6,25 kHz gelesen und verarbeitet. Entsprechend des Messablaufs können die berechneten Messdaten im SRAM des DSP-Moduls in einem FIFO-Ringspeicher mit variabler Blockgröße abgelegt werden. Aus dem Ringspeicher werden die Messdaten in den USB-Baustein geschrieben und an den PC übermittelt. Der zur Verfügung stehende Speicher von 786432 Bytes des Ringspeichers erlaubt bei einer Kanalauswahl der drei Interferometerwerte und der drei Tastsystemauslenkungswerte eine Zwischenspeicherung von 21845 Messwertblöcken oder bei einer maximalen *sampling*-Rate von 6,25 kHz für eine Zeit von ca. 3,5 s.

Die Messablaufsteuerung und Regelung werden ebenfalls im Messinterrupt abgearbeitet und stellen mit dieser Frequenz die Werte des Antastrichtungsvektors und die Stellgrößen für die Antriebe bereit, welche in die D/A-Wandler geschrieben werden. Mit dem nächsten Hardwaresignal zum Start der A/D-Wandlerkonvertierung werden die Werte von den D/A-Wandlern nach einer Einschwingzeit von ca. 10 µs an den analogen Ausgängen übernommen (vgl. Abbildung 10.4). In dieser Abbildung sind ebenfalls die Intervalle der Messwerterfassung der Demodulationsmodule und der A/D-Wandler sowie der Ausführung des Messinterrupts dargestellt. Alle Messdaten werden innerhalb eines Intervalls von ca. $8,2 \,\mu$ s und mit einer Taktperiode von $T = 160 \,\mu$ s aufgezeichnet. Daraus resultieren für Bewegungen mit einer Geschwindigkeit v der minimale Messpunktabstand $\Delta s = v \cdot T$ und die maximalen Abweichung der Orte der Messdatenspeicherung zwischen den Messsystemen von $v \cdot 8,2\,\mu s$ in Bewegungsrichtung. Für typische Scangeschwindigkeiten von $1 \,\mu\text{m/s}$ bis $1 \,\text{mm/s}$ ergeben sich somit minimale Messpunktabstände von $0.16 \,\text{nm}$ bis 160 nm bzw. maximale Abweichungen von 8,2 pm bis 8,2 nm. Die Messpunktabstände müssen in Abhängigkeit von der Kanalanzahl angepasst werden, um einen Überlauf des Ringspeichers wegen der geringen Bandbreite der USB-Übertragung zu vermeiden. Für die Synchronisierung von Tastsystemen, deren Messsignale nicht mit den A/D-Wandlern der DSP-Einheit eingelesen werden, wurde ein flexibles handshake-System entwickelt (vgl. Abschnitt 9.1.2 S. 95). Der Status des handshake-Signals wird von der DSP-Einheit synchron mit dem Taktsignal zum Start der A/D-Wandlerkonvertierung erfasst. Die Ausgabe des handshake-Signals erfolgt im Anschluss an





Abbildung 10.5:

Aufbau der DSP-Einheit mit dem digitalen Signalprozessor TMS320C6713B (1 Demodulationsmodul mit < 0,1 nm Auflösung, 16-Bit-D/A-Wandler und RS-232-Schnittstelle, 2 A/D- und D/A-Wandlermodul mit je vier 16-Bit-A/Dund 20-Bit-D/A-Wandlern)

die Algorithmen der Messablaufsteuerung im Messinterrupt.

Die Messdatenerfassung und -wandlung der auf dem DSP TMS320C31 beruhenden DSP-Einheit erfolgt mit drei Demodulationsmodulen sowie drei A/D- und D/A-Wandlermodulen. Die Demodulationsmodule wurden zur Auflösungserhöhung durch neu entwickelte Module, welche im Abschnitt 6.2.4 S. 60 vorgestellt wurden, ausgetauscht. Diese Module verfügen zusätzlich jeweils über einen 16-Bit-D/A-Wandler und eine RS-232-Schnittstelle. Die A/D- und D/A-Wandlermodule besitzen jeweils zwei 16-Bit-A/D- und 16-Bit-D/A-Wandler. Somit stehen mit dieser Einheit drei Demodulationskanäle, drei RS-232-Schnittstellen, neun 16-Bit-D/A-Wandler sowie sechs 16-Bit-A/D-Wandler zur Verfügung. Da die meisten dieser Schnittstellen von der NMM-1 verwendet werden, stehen nur drei D/A-Wandler zur Ausgabe des Antastrichtungsvektors und zwei A/D-Wandler bzw. vier A/D-Wandler bei Verzicht auf die Erfassung des Drehwinkels φ_z für die Anbindung des Tastsystems bereit.

Zur Erhöhung der Anzahl der Wandlerkanäle und der Rechenleistung wurde auf der Basis des TMS320C6713B eine neue DSP-Einheit entwickelt [105]. Das USB-Modul mit dem USB 2.0 Baustein ISP1582BS ist über einen 16-Bit-Datenbus mit dem DSP verbunden (vgl. Abbildung 10.5). Die Übertragung des *bulk*-Transfers erfolgt mit dem *DMA-controller* des DSPs und belastet somit die Rechenleistung des DSPs nur unwesentlich. Weiterhin können durch die höheren spezifizierten Transferraten des USB-Bulktransfers im *high speed*-Modus die Messdaten schneller zum PC übertragen werden [10]. Die Messdatenerfassung und -wandlung dieser DSP-Einheit erfolgt mit vier Demodulationsmodulen sowie zwei A/D- und D/A-Wandlermodulen



Abbildung 10.6:

DSP-Einheit mit dem digitalen Signalprozessor TMS320C6713B (1 USB- und DSP-Modul, 2 Demodulationsmodul, 3 A/D- und D/A-Wandlermodul und 4 Netzteil) (vgl. Abbildung 10.6). Die A/D- und D/A-Wandlermodule verfügen über je vier 16-Bit-A/Dund 20-Bit-D/A-Wandler [488]. Zusätzlich wurde die Eingangsstufe der A/D-Wandler mit dem Baustein LTC1564 erweitert [239]. Dieser Antialiasingfilter achter Ordnung und Verstärker mit programmierbarer Verstärkung ersetzt den Eingangsfilter zweiter Ordnung und erlaubt eine einfache Anpassung an verschiedene Signale der Tastsysteme. Mit dieser Einheit stehen vier Demodulationskanäle, vier RS-232-Schnittstellen, vier 16-Bit-D/A-Wandler, acht 20-Bit-D/A-Wandler sowie acht 16-Bit-A/D-Wandler zur Verfügung. Davon können drei 16-Bit-D/A-Wandler zur Ausgabe des Antastrichtungsvektors, ein 16-Bit-D/A-Wandler, ein Demodulationskanal und vier A/D-Wandler bzw. sechs A/D-Wandler bei Verzicht auf die Erfassung des Drehwinkels φ_z für die Anbindung des Tastsystems genutzt werden. Dies ermöglicht die Anbindung von aktiven 3-D-Tastsystemen mit Positioniersystem, für die mindestens sechs Eingänge erforderlich sind.

10.3 Prinzip der Messwertverarbeitung

Das Prinzip der Messwertverarbeitung ist in der Abbildung 10.7 dargestellt. Die am mechanischen, optischen Grundaufbau gewonnenen Messinformationen werden zu dem Versorgungsund Auswertungsgerät übertragen. Die Messsignale werden in der Interferometereinheit aufbereitet und als analoge Spannungssignale zur DSP-Einheit weitergeleitet. Die Messdatenerfassung erfolgt mit den Demodulationsmodulen und A/D-Wandlern und einer Frequenz von 6,25 kHz. Die rekursive Ellipsenregression und Echtzeitkorrektur der Interferometerwerte wurden nur in der DSP-Software für den TMS320C6713B eingefügt [488]. Die Lufttemperatur-, Luftdruck- und



Abbildung 10.7: Prinzip der Messwerterfassung und -verarbeitung
Luftfeuchtewerte werden als bereits gewandelte Daten über eine RS-232-Schnittstelle zur DSP-Einheit geführt. Die Umweltmessdaten werden asynchron zu den restlichen Messdaten mit einer Frequenz von ca. 1 Hz erfasst. Diese Daten werden separat für jede Interferometerachse in eine Luftbrechzahl $n_{\rm ber}(t_i)$ umgerechnet. Zur Vermeidung von Sprüngen der Längenmesswerte durch die Auflösung der Umweltmessung wurde eine rekursive Filterung der Luftbrechzahl nach Gleichung (10.1) eingefügt.

$$n(t_{\rm i}) = 0.6 \cdot n(t_{\rm i-1}) + 0.4 \cdot n_{\rm ber}(t_{\rm i}) \tag{10.1}$$

Dieser rekursive Filter ist nur wirksam, wenn der Betrag des Unterschieds $|n(t_{i-1}) - n_{ber}(t_i)|$ unter $2 \cdot 10^{-7}$ liegt. Bei größeren Brechzahlunterschieden wird der Wert direkt übernommen und ein zu langsames Nachlaufen des Filterausgangs bei großen Brechzahländerungen vermieden. Aus den neu ermittelten Luftbrechzahlen werden jeweils die Koeffizienten k_1 und k_0 berechnet, die nachfolgend bis zur nächsten Ermittlung der Umweltmesswerte für die Umweltkorrektur nach Gleichung (6.38) S. 77 genutzt werden. Die nachfolgende Korrektur der Längenmesswerte mit der Spiegeleckentopografie wird mit den Korrekturpolynomfunktionen (8.1), (8.2) und (8.3) (vgl. S. 91) durchgeführt. Die Winkelmesswerte werden mit kubischen Polynomen aus den A/D-Wandlerwerten ermittelt. Die Winkel φ_x und φ_y werden dabei jeweils aus einem A/D-Wandlerkanal ermittelt und zur Winkelregelung verwendet. Der Winkel φ_z wird aufgrund der Messanordnung mit beiden Autokollimatoren gemessen. Ursprünglich wurden diese Winkelsignale jeweils auf einen A/D-Wandlerkanal geführt und der Mittelwert der beiden Polynomergebnisse gespeichert. Seit dem Übergang zu 3-D-Messungen können diese beiden A/D-Wandler optional durch Umstecken der Signalkabel dem Tastsystem zugeordnet werden, da der Winkelwert φ_z nicht für die Winkelregelung erforderlich ist.

10.4 Tastsystemsignale

Aus dem A/D-Wandlerwert des Tastsystemsignals wurde für die alte 2¹/₂-D-Messablaufsteuerung mit einem kubischen Polynom ein Auslenkungswert für die z-Richtung berechnet. Die nachfolgenden Sonderbehandlungen wurden entsprechend des ausgewählten Tastsystemtyps durchgeführt.

Die Verarbeitung der Tastsystemsignale wurde im Zuge der Umstellung der Messablaufsteuerung auf 3-D-Messungen geändert (vgl. Abbildung 10.8). Die A/D-Wandlerwerte $a_0 \ldots a_5$ werden zusammen mit dem Interferometerwert l_a zur Berechnung des Auslenkungsvektors $\vec{d}=(d_x, d_y, d_z)$ und des Positionsvektors $\vec{p}=(p_x, p_y, p_z)$ verwendet (vgl. Abschnitt 9.5.2 S. 119). Die A/D-Wandlerwerte a_2 und a_3 sowie der Interferometerwert l_a stehen nur in der DSP-Einheit mit dem TMS320C6713B zur Verfügung. Die beiden A/D-Wandler für die Werte a_4 und a_5 können auch zur Winkelmessung φ_z genutzt werden. Die A/D-Wandlereingänge müssen hierfür mit den Winkelsensoren verbunden werden. Die Berechnung des Auslenkungsvektors $\vec{d}=(d_x, d_y, d_z)$ erfolgt mit dem A/D-Wandlerwertvektor $\vec{a}=(1, a_0, a_0^2, a_0^3, a_1, a_1^2, a_1^3, a_2, a_2^2, a_2^3, a_3, a_3^2, a_3^3, a_4, a_4^2, a_4^3, a_5, a_5^2, a_5^3, l_a)$ (in Digit, Digit², Digit³ oder m). Die Sensitivitätsmatrix \mathbf{K}_d enthält für jedes Vektorelement einen Offsetwert und je einen linearen, quadratischen und kubischen Koeffizienten für



jeden A/D-Wandlerwert $a_0 \dots a_5$ und einen linearen Koeffizienten für den Interferometerwert l_a (tPSData.kdx, tPSData.kdy, tPSData.kdz). Die Berechnung des Auslenkungsvektors $\vec{d} = \mathbf{K}_d \vec{a}$ erfolgt nach den Gleichungen (10.2) bis (10.4).

$$d_{x} = k_{dx0} + k_{dx1}a_{0} + k_{dx2}a_{0}^{2} + k_{dx3}a_{0}^{3} + k_{dx4}a_{1} + k_{dx5}a_{1}^{2} + k_{dx6}a_{1}^{3} + k_{dx7}a_{2} + k_{dx8}a_{2}^{2} + k_{dx9}a_{2}^{3} + k_{dx10}a_{3} + k_{dx11}a_{3}^{2} + k_{dx12}a_{3}^{3} + k_{dx13}a_{4} + k_{dx14}a_{4}^{2} + k_{dx15}a_{4}^{3} + k_{dx16}a_{5} + k_{dx17}a_{5}^{2} + k_{dx18}a_{5}^{3} + k_{dx19}l_{a}$$
(10.2)

$$d_{y} = k_{dy0} + k_{dy1}a_{0} + k_{dy2}a_{0}^{2} + k_{dy3}a_{0}^{3} + k_{dy4}a_{1} + k_{dy5}a_{1}^{2} + k_{dy6}a_{1}^{3} + k_{dy7}a_{2} + k_{dy8}a_{2}^{2} + k_{dy9}a_{2}^{3} + k_{dy10}a_{3} + k_{dy11}a_{3}^{2} + k_{dy12}a_{3}^{3} + k_{dy13}a_{4} + k_{dy14}a_{4}^{2} + k_{dy15}a_{4}^{3} + k_{dy16}a_{5} + k_{dy17}a_{5}^{2} + k_{dy18}a_{5}^{3} + k_{dy19}l_{a}$$
(10.3)

$$d_{z} = k_{dz0} + k_{dz1}a_{0} + k_{dz2}a_{0}^{2} + k_{dz3}a_{0}^{3} + k_{dz4}a_{1} + k_{dz5}a_{1}^{2} + k_{dz6}a_{1}^{3} + k_{dz7}a_{2} + k_{dz8}a_{2}^{2} + k_{dz9}a_{2}^{3} + k_{dz10}a_{3} + k_{dz11}a_{3}^{2} + k_{dz12}a_{3}^{3} + k_{dz13}a_{4} + k_{dz14}a_{4}^{2} + k_{dz15}a_{4}^{3} + k_{dz16}a_{5} + k_{dz17}a_{5}^{2} + k_{dz18}a_{5}^{3} + k_{dz19}l_{a}$$

$$(10.4)$$

Die Kennlinie des Fokussensors (vgl. Abbildung 2.11 S. 16) erfordert eine gesonderte Vorverarbeitung (Bit OM_FOCUS_SENSOR in tPSData.OptionMask gesetzt). Das Fokusfehlersignal und das vom Fokussensor bereitgestellte Gesamtintensitätssignal werden mit drei Schwellwertparametern (tPSData.FocusSensorSum, tPSData.FocusSensorLower, tPSData.FocusSensorUpper) überwacht und in eine eindeutige Kennlinie mit Sättigung und einem intensitätsunabhängigen Arbeitsbereich umgerechnet. Hierfür muss das Fokusfehlersignal am A/D-Wandler für a_0 und das Gesamtintensitätssignal am A/D-Wandler für a_1 angeschlossen sein (vgl. Abbildung 10.8). Bei aktiven Fokussensoren mit Positionsregelung (Autofokussensoren) muss diese Sonderbehandlung zusätzlich im externen Regelungssystem des Fokussensors erfolgen.

Die Berechnungen des Positionsvektors $\vec{p}=(p_x, p_y, p_z)=K_p\vec{a}$ von aktiven Tastsystemen erfolgt mit der Sensitivitätsmatrix K_p (tPSData.kpx, tPSData.kpy, tPSData.kpz) und dem A/D-Wandlerwertvektor \vec{a} . Anschließend findet die Berechnung des Messkraftvektors $\vec{F}=(F_x, F_y, F_z)$ mit dem Federkonstantenvektor \vec{c} und dem Auslenkungsvektor \vec{d} (vgl. Gleichung (10.5)) sowie die Ermittlung des Kraftbetrags $F_{\rm m}$ statt (vgl. Gleichung (10.6)).

$$F_{\mathbf{x}} = c_{\mathbf{x}}d_{\mathbf{x}} \quad F_{\mathbf{y}} = c_{\mathbf{y}}d_{\mathbf{y}} \quad F_{\mathbf{z}} = c_{\mathbf{z}}d_{\mathbf{z}} \tag{10.5}$$

$$F_{\rm m} = \sqrt{F_{\rm x}^2 + F_{\rm y}^2 + F_{\rm z}^2} \tag{10.6}$$

Als Messdaten können lediglich der Auslenkungsvektor \vec{d} und der Positionsvektor \vec{p} gespeichert werden. Der Messkraftvektor \vec{F} und der Kraftbetrag $F_{\rm m}$ lassen sich nachträglich aus dem Auslenkungsvektor \vec{d} und den Federkonstanten ermitteln. Die anschließende Verarbeitung ist von der Art des Tastsystems abhängig und wird über die Bitmaske **tPSData.OptionMask** beeinflusst.

Bei passiven Tastsystemen erfolgt die Tastsystemregelung auf der Basis des Kraftbetrags $F_{\rm m}$ (Bit OM_ACTUATOR_SYSTEM in tPSData.OptionMask gelöscht). Bei der Antastung wird die Kraftregelung nach dem Überschreiten der Umschaltschwelle tPSData.ForceThreshold eingeschaltet und nachfolgend die Messkraft auf den Wert tPSData.ForceSetPoint geregelt. Ein Unterschreiten der Sicherheitsgrenze tPSData.ForceLower oder Überschreiten der Sicherheitsgrenze tPSData.ForceUpper bricht eine laufende Bewegung ab und schaltet die Kraftregelung aus.

Bei aktiven Tastsystemen wird jede Achse mit einem separaten Positionsregler auf die frei wählbar Sollposition geregelt (Bit OM_ACTUATOR_SYSTEM in tPSData.OptionMask gesetzt). Dies sollte jeweils die Mittelstellung des Tastsystemaktuators sein, um für den externen Kraftregler einen ausreichenden Stellbereich zu gewährleisten. Die Erfassung der Messkraft ist für die Antastung, die Sicherheitsüberwachung und die Freiformscans erforderlich. Bei der Antastung wird die dreidimensionale Positionsregelung nach dem Überschreiten der Schwelle tPSData.ForceThreshold eingeschaltet. Das Unter- bzw. Überschreiten der Sicherheitsgrenzen tPSData.ForceLower und tPSData.ForceUpper führt zum Abbruch einer laufenden Bewegung und zur Abschaltung der dreidimensionalen Tastsystemregelung.

Die Ablaufsteuerung führt keine Überwachung der Achszuordnung von 1-D- oder 2-D-Tastsystemen zur Kontrolle der Richtungsangaben von Messbewegungen durch. Neben der Sonderbehandlung des Fokussensors und den vielfältigen Einbaulagen von 1-D- und 2-D-Tastsystemen, lassen sich prinzipiell fünf Gruppen von Tastsystemen unterscheiden, welche differenziert in der Messwertverarbeitung und Ablaufsteuerung behandelt werden müssen.

Passive Betragstastsysteme stellen nur ein Signal des Betrags der Auslenkung, des Messobjektabstandes oder der Messkraft, z. B. Tunnelstrom oder Schwingungsdämpfung, bereit. Wegen des fehlenden Auslenkungs- oder Kraftvektors sind keine Freiformscans möglich. Die drei Federkonstanten \vec{c} (tPSData.SprRat) sind für die Stellgrößenausgabe des Kraftreglers auf gleiche Werte $c_x=c_y=c_z$ zu setzen. Die Grenzwerte tPSData.ProbeMaxNeg und tPSData.ProbeMaxPos der Auslenkungen sollten mit nicht erreichbaren Werten initialisiert werden (z. B. -1e6 bzw. 1e6), um die richtungsabhängige Sicherheitsüberwachung zu deaktivieren. Die Sicherheitsüberwachung erfolgt nur mit dem Kraftbetrag F_m (tPSData.ForceLower und tPSData.ForceUpper).

Passive Richtungstastsysteme stellen richtungsabhängige Auslenkungssignale bereit (vgl. Abbildung 10.9a). Freiformscans sind bei zwei Auslenkungssignalen nur in der von den beiden Richtungen der Auslenkungssignale aufgespannten Ebene und bei drei Auslenkungssignalen beliebig möglich. Die drei Federkonstanten \vec{c} (tPSData.SprRat) sind auf die gegebenen Werte des



Abbildung 10.9: Tastsystemsignale von passiven und aktiven Tastsystemen: (a) passives Tastsystem, (b) aktives Tastsystem durch Krafterzeugung [285, 393] und (c) aktives Tastsystem durch Positioniersystem

Tastsystems zu setzen. Die Grenzwerte tPSData.ProbeMaxNeg und tPSData.ProbeMaxPos der Auslenkungen sollten mit gültigen Werten initialisiert werden (z. B. -1e-6 bzw. 1e-6 in m), um die richtungsabhängige Sicherheitsüberwachung zu aktivieren. Die Sicherheitsüberwachung erfolgt zusätzlich mit dem Kraftbetrag F_m (tPSData.ForceLower und tPSData.ForceUpper). Für einen passiven Fokussensor sind zusätzlich das Bit OM_FOCUS_SENSOR in tPSData.OptionMask zu setzten und die Schwellwerte für die korrekte Kennlinienmodifikation tPSData.FocusSensorSum, tPSData.FocusSensorLower und tPSData.FocusSensorUpper zu initialisieren.

Aktive Tastsysteme durch Krafterzeugung zeichnen sich durch eine sehr geringe Federsteifigkeit aus [285, 393]. Die Messkraft wird bei diesen Systemen hauptsächlich durch Tauchspulsysteme entsprechend der vorgegebenen Antastrichtung erzeugt. Das Auslenkungssignal darf nur als richtungsabhängiges Positionssignal verarbeitet und nicht in einen Messkraftvektor umgerechnet werden (vgl. Abbildung 10.9b). Wegen des fehlenden Messkraftvektors sind keine Freiformscans möglich. Der fehlende Betrag der Messkraft erfordert eine Sonderbehandlung bei der Antastung und Sicherheitsüberwachung. Die Sonderbehandlung wurde nicht in die DSP-Software aufgenommen, da bisher keine aktiven Mikrotastsysteme mit Krafterzeugung verfügbar sind.

Aktive Betrags- und Richtungstastsysteme stellen jeweils eine Erweiterung der passiven Tastsysteme um ein Positioniersystem und externen Auslenkungs- oder Kraftreglern dar. Als Positionssignale können entweder die Signale eines zusätzlichen Messsystems oder die Stellsignale des externen Kraftreglers genutzt werden (vgl. Abbildung 10.9c). Die Federkonstanten und Grenzwerte müssen in gleicher Weise, wie bei den passiven Tastsystemen initialisiert werden. Bei einem aktiven Fokussensor (Autofokussensor) sollten für die Sicherheitsüberwachung die Einstellungen in gleicher Weise, wie beim passiven Fokussensor erfolgen.

10.5 Antast-, Positions- und Winkelregelungssystem

Entsprechend der unterschiedlichen Behandlung verschiedener Tastsysteme, variiert die Struktur des Regelungssystems der NMM-1 in Abhängigkeit vom Messablauf. Bei der Antastung mit der alten 2¹/2-D-Messablaufsteuerung wurde nach dem Überschreiten des Schwellwerts das Eingangssignal des Positionsreglers der z-Achse vom Interferometersignal auf das Tastsystemsignal umgeschaltet. Die nachfolgende Regelung erfolgte auf den Sollwert des Tastsystemsignals. Die unterschiedlichen Übertragungsverhalten des Interferometers und des Tastsystems führten bei langsamen Tastsystemen zu Regelschwingungen und Instabilitäten der z-Positionsregelung. Das Regelungssystem wurde zur Erweiterung auf eine beliebige Antastrichtung modifiziert. Die drei Positions- und zwei Winkelregler bleiben bei der neuen 3-D-Messablaufsteuerung nach der Aktivierung der NMM-1 unverändert wirksam. Die Antastregelung wird nur durch die Modifikation der Führungsgrößen der nichtlinearen Positionsregler realisiert (vgl. Abbildung 10.10).

Die Modifikation der Führungsgröße beruht in der Wirkungsweise als Nanopositioniermaschine bzw. 3-D-Positioniersystem (vgl. Abschnitt 3.4 S. 27) nur auf der vorgegebenen Trajektorie des Positionierbefehls (Befehle: GoTo, PtMeas, MoveOn...). Nach dem Einschalten der Antastregelung befindet sich die Maschine in der Wirkungsweise als Nanomessmaschine bzw. 3-D-Messsystem. Die Führungsgrößen der nichtlinearen Positionsregler sind dann von der vorgegebenen Trajektorie und den Tastsystemsignalen abhängig. Bei geregelten Scans (Befehle: ScanOn..., ScanIn...) wird entweder vom Kraftregler (passives Tastsystem) oder von den drei Positionsreglern (aktives Tastsystem) die Variation der Führungsgrößen vorgegeben. Als Regler für das Tastsystem kommen zeitdiskrete PI-Regler mit den Parametern k_n und k_p zum Einsatz (vgl. Abbildung 10.11a). Bei Freiformscans (Befehle: ScanIn...) ist die Trajektorienvorgabe innerhalb der vorgegebenen Scanfläche zusätzlich vom gefilterten Messkraftvektor \vec{F} abhängig. Die gegebene Filterverstärkung A_0 (tPSData.ProbeFiltGain) des rekursiven Filters wird zur Berechnung der Rückkoppelverstärkung $B_1 = 1 - A_0$ genutzt, um eine Gesamtverstärkung des Filters von 1



Abbildung 10.10: Struktur des Antast-, Positions- und Winkelregelungssystems



Abbildung 10.11: Teilstrecken des Regelungssystems: (a) zeitdiskreter PI-Regler zur Kraftoder Positionsregelung und (b) rekursives Filter zur Berechnung der Antastrichtung beim Freiformscan

zu erhalten (vgl. Abbildung 10.11b).

Die Trajektorien der Bewegungen werden mit einem Bahngenerator in Echtzeit auf der Basis eines S-Profils berechnet [168]. Neben der Wegstrecke werden hierfür die maximale Geschwindigkeit v_{max} , die maximale Beschleunigung a_{max} und der zulässig Ruck $r_{\text{max}} = \dot{a}$ benötigt. Mit diesen Kenngrößen wird der vorgegebene zeitliche Verlauf in Bewegungsrichtung beschrieben. In [378] werden weitere Bewegungsabläufe in Hinblick auf zeit- oder verlustoptimale Bewegungen vorgeschlagen. Diese wurden in der Maschine nicht implementiert, da für die Messungen meist eine Bewegung mit konstanter Geschwindigkeit erforderlich ist.

Die ermittelten Führungsgrößen dienen als Eingangsgröße für die nichtlinearen PID-Regler der NMM-1. Bis auf eine Erweiterung des I-Anteils sind dies konventionelle zeitdiskrete PID-Regler (vgl. Abbildung 10.12a). Die Erweiterung dient der Vergrößerung der Verstärkung für sehr kleine Regelabweichungen (< 300 nm). Dadurch kann das nichtlineare Verhalten der Wälzkörperführungen für sehr kleine Regelabweichungen kompensiert werden. In [474] wurden hierfür verschiedene Kennlinien und deren Auswirkung auf die Regeleigenschaften und -abweichungen untersucht. In Abbildung 10.12b) ist die eingesetzte nichtlineare Kennlinie dargestellt. Mit dem Parameter k_a (AdaptationGain) wird die vergrößerte Verstärkung für den Bereich der Regelabweichung e von $-g_1 < e < g_1$ angegeben. Zur Vervollständigung der Kennlinie dienen die zwei Grenzwerte g_1 (AdaptationLowerLimit) und g_2 (AdaptationUpperLimit). Weiterhin sind für die Regler die Verstärkungsparameter k_p (GainKp), k_n (GainKn) und k_v (GainKv) erforderlich. Die Regelungs-



Abbildung 10.12: Zeitdiskreter nichtlinearer PID-Regler zur Positionsregelung: (a) Struktur des Reglers und (b) Kennlinie der Nichtlinearität



eigenschaften werden wesentlich durch die Reibung der Wälzkörperführungen beeinflusst. Die unterschiedlichen und positionsabhängigen Vorspannungen der Führungen bewirken eine sehr große Streuung der Reglerparameter zwischen den verschiedenen Maschinen. Zur Verbesserung der Regelungseigenschaften muss die bisherige Vorspannung der Linearführungen mit Gewindestiften durch eine Vorspannung mit dem Gewicht des bewegten Teils ersetzt werden. Zur weiteren Verbesserung der Regelungseigenschaften für das nichtlineare Reibungsverhalten der Wälzkörperführungen wurden verschiedenste Untersuchungen durchgeführt [287, 356]. Die aufgezeigten Regler weisen ein verbessertes Regelverhalten auf und konnten bisher aufgrund des sehr hohen Rechenzeitbedarfs nicht in die NMM-1 übernommen werden. Diese Regler sollen in der NMM-1 mit der neuen DSP-Einheit (TMS320C6713B) und in der NPMM-200 zum Einsatz kommen.

Als Winkelregler werden in der NMM-1 zeitdiskrete PID-Regler genutzt (vgl. Abbildung 10.13). Die Aufgabe dieser Regelung besteht in dem Ausgleich der Führungsabweichungen und der Einstellung einer konstanten Winkellage der Messspiegelecke. Wegen des fehlenden Aktuators ist diese Winkelregelung in der NMM-1 nur für Kippungen um die x- und y-Achsen (φ_x und φ_y) möglich. Die Winkel werden auf die Messbereichsmitte der Winkelsensoren $\varphi_x = \varphi_y = 0$ geregelt. Zur Justage des Tastsystems können die Führungsgrößen auch schrittweise im Messbereich der Autokollimatoren geändert werden.

10.6 Software der DSP-Einheit

Die Messwerterfassung und -verarbeitung der DSP-Einheit wird durch die Software des digitalen Signalprozessors gesteuert. Das Programm wird aus dem Flash-EEPROM des DSP-Moduls in den flüchtigen Arbeitsspeicher geladen und von dort ausgeführt. Alle Konfigurationsparameter werden zunächst mit Vorgabewerten des Programms initialisiert (vgl. Abbildung 10.14). Nachdem die Hardware des DSP-Moduls konfiguriert wurde, wird im Flash-EEPROM nach gültigen Konfigurationsparametern für die Maschine gesucht. Gegebenenfalls werden die Vorgabewerte des Programms mit diesen überschrieben. Daran schließt sich die Initialisierung der Hardware der DSP-Einheit, diverser Programmvariablen, des Regelungssystems, des USB-Interfaces, der *interrupts* und des *timer*-Bausteins an. Der *timer*-Baustein wird auf die Samplingfrequenz von 6,25 kHz und eine Frequenz von 1 Hz zur Time-out-Überwachung eingestellt. Nach der Freigabe des *interrupt's* zur Messwerterfassung und -verarbeitung läuft das Hauptprogramm in einer Endlosschleife, in der nacheinander auf den Eingang und die Abarbeitung eines neuen Befehls von der USB-Schnittstelle und die Auswertung von neuen Umweltmessdaten von den RS-232-Schnittstellen getestet wird. Die zeitkritische Messwerterfassung und -verarbeitung sowie das

	_
Initialisierung des Programms und der Konfiguration	
Initialisierung der DSP-Hardware	
evtl. Laden der Konfiguration aus Flash-EEPROM	
Initialisierung der Träger- und Modulhardware	
Initialisierung von Programmvariablen	
Initialisierung des Regelungssystems	
Initialisierung des USB-interface	
Initialisierung der interrupts und timer	
Freigabe der <i>interrupts</i>	
Test und Abarbeitung von Befehlen über USB	T.
Auswertung der Umweltmessdaten	$\mathbf{H} \mathbf{A}$
	4 тт.



Hauptprogramm der DSP-Software

zur

und



Regelungssystem und die Ablaufsteuerung werden in einer *interrupt*-Funktion ausgeführt. Diese wird nach Abschluss der A/D-Wandlung, beim Auslösen eines Endlagenschalters oder Auftreten eines Fehlersignals der Motorverstärker aufgerufen. Die Quelle wird anhand des *interrupt flag register's* ermittelt und die erforderliche Teilfunktion ausgeführt (vgl. Abbildung 10.15). Die Ausführungszeit der *interrupt*-Funktion muss trotz der vielfältigen Aufgaben stets kleiner als die Taktperiode von $T = 160 \,\mu s$ sein.

10.7 Messablaufsteuerung

10.7.1 Bediensoftware

Die Steuerung der NMM-1 erfolgt über die USB-Schnittstelle mit verschiedensten Befehlen für die Konfiguration, die Positionierung, die Messung und den Datenaustausch. Die USB-Übertragung findet mit *bulk*-Transfers statt. Der Datenaustausch wird stets durch den PC initialisiert. Jeder

Befehl wird mit einer Größenangabe eingeleitet (2 Byte). Nachfolgend werden die Befehlsgruppe und die Befehlsnummer innerhalb der Gruppe (jeweils 1 Byte) und eventuell erforderliche Daten für den Befehl übermittelt. Bei Antworten von der NMM-1 wird zusätzlich eine Fehlernummer übertragen, an die sich Daten anschließen können. Für einen Teil der Befehle ist eine codegesicherte Umschaltung der Zugriffsebene erforderlich, um schwerwiegende Folgen von Fehlbedienungen auszuschließen (z. B. Löschen des Flash-EEPROM). Für die Umsetzung des USB-Interfaces in der DSP-Einheit mit dem TMS320C6713B wurde das Grundprotokoll geändert. Jeder Datentransfer wird mit einem control-Transfer über den control endpoint eingeleitet, in dem die Größe des nachfolgenden bulk-Transfers übermittelt und bestätigt wird. Im bulk-Transfer entfallen somit die ersten beiden Bytes der Größenangabe. Dieses Protokoll ermöglicht das Auslesen der Daten aus dem USB-Baustein durch gekoppelte DMA-Transfers des DSP. Weiterhin wurde die maximale Größe eines bulk-Transfers von 16384 auf 65535 Bytes erhöht.

Für die Steuerung der Maschine wurde ursprünglich eine Eigenentwicklung eines USB-Treibers und einer Software zur Steuerung der Maschine über Skripte eingesetzt [168]. Die Struktur der geplanten und größtenteils realisierten Bediensoftware ist in der Abbildung 10.16 dargestellt. Die Kommunikation erfolgt über den USB host controller und dessen Gerätetreiber des Betriebssystems. Die NMM-1 erfordert einen zusätzlichen gerätespezifischen Treiber. Der ursprüngliche USB-Treiber wurde durch den kommerziellen Treiber der Firma Thesycon und eine zugehörige dynamic link library zum Aufruf der Treiberfunktionen ersetzt [457]. Seit der MATLAB[®] möglich. Diese Funktionalität wurde als Grundlage zur Entwicklung einer MATLAB[®]-toolbox für die NMM-1 genutzt. Zunächst entstand diese für die alte 2¹/₂-D-Messablaufsteuerung und wurde später als separate toolbox für die 3-D-Messablaufsteuerung weiterentwickelt. Diese toolbox erlaubt es, den vollen Funktionsumfang der NMM-1 in Kombination mit den mathematischen Funktionen von MATLAB[®] für die Messdatenerfassung und -verarbeitung zu nutzen.

Mit der Entwicklung der 3-D-Messablaufsteuerung wurden die Parameter der Funktionen der NMM-1 zunehmend komplexer und erfordern vektorielle Angaben der Antastrichtung, Scanrichtung und -flächen sowie Abbruchflächen und -kriterien. An dieser Stelle bieten die Nutzeroberflächen von Koordinatenmessgeräten einen einfacheren Zugang und eine Vielfalt von vorbereiteten



Abbildung 10.16: Struktur der Bediensoftware der NMM-1 für den PC

Beispielen für verschiedenste Messaufgaben. Dies wird zusätzlich durch die propagierte genormte Schnittstelle zwischen Koordinatenmessgerät (Server) und der Software des Bedienrechners (Client) I++ DME (*inspection++ dimensional measuring equipment*) gefördert [189]. Die Messfunktionen der 3-D-Messablaufsteuerung wurden abgestimmt auf diesen Standard entwickelt. Jedoch umfasst diese Schnittstellendefinition nur eine Teilmenge der Funktionalität der NMM-1. Durch die I++ DME Schnittstelle werden die Verantwortlichkeiten innerhalb des Messgeräts aufgeteilt [263]. Der Server ist für die Steuerung des Messgeräts, die Kalibrierung des Tastsystems, die Kompensation systematischer Fehler und die zusätzlichen Peripheriegeräte wie Tasterwechsler, Schwenkkopf und Drehtisch verantwortlich. Der Client wiederum hat für die Messstrategie, den Messablauf, die Auswertung und die Protokollierung zu sorgen.

10.7.2 Positionierung

Zu den Grundfunktionen der NMM-1 gehört die gesteuerte Positionierung der Messspiegelecke und des Messobjekts entlang einer Geraden zu den angegebenen Zielkoordinaten. Eine solche Bewegung wird bei den Befehlen: Activate, GoTo und Deactivate mit Parametern für eine relativ schnelle Positionsänderung durchgeführt. Während dieser Bewegungen werden standardmäßig keine Messdaten gespeichert. Bei den Befehlen Activate und Deactivate führt das Auslösen eines Endlagensensors zu einem teilweisen Abbruch der Bewegung in Richtung dieser Koordinatenachse. Erst nachdem in allen drei Achsen die Endlagen in negativer Richtung erreicht wurden, werden die Längenmesssysteme nach einer zusätzlichen Bewegung von jeweils 50 µm in positive Richtung genullt (Activate) bzw. wird das Regelungssystem abgeschaltet (Deactivate). Bei jeder anderen Bewegung führt das Auslösen eines Endlagensensors zum Abbruch der Bewegung.

10.7.3 Punktmessung

Die ursprüngliche Hauptmessfunktion der Koordinatenmessmaschinen ist die Einzelpunktmessung (*PtMeas*). Hierbei wird das Tastsystem mit dem Messobjekt in Kontakt gebracht und ein einzelner Messwert aufgezeichnet. Entsprechend der I++ DME Spezifikation wird das Tastsystem zuvor mit hoher Geschwindigkeit in einem definierten Abstand vor der Messobjektoberfläche positioniert und nachfolgend mit einer langsameren Bewegung der Kontakt hergestellt (vgl. Anhang G S. 212). Zur Erzielung besserer Messunsicherheiten wurden zusätzliche Varianten zur Speicherung der Antastkurve mit der Samplingfrequenz in die Ablaufsteuerung der NMM-1 integriert. Der messkraftfreie Antastpunkt kann durch Regression ermittelt werden [227].

Mit den zunehmend höheren Messpunktdichten und Messgeschwindigkeiten gewannen Scanmessungen an Bedeutung, bei denen das Tastsystem einmalig in Kontakt gebracht und anschließend über die Messobjektoberfläche geführt wird. Durch die Messwertaufnahme während der Bewegung und die Reibkräfte zwischen Tastsystem und Messobjekt sind die Messwerte mit einer größeren Messunsicherheit behaftet. Die I++ DME Spezifikation unterscheidet nur zwischen Scans (*ScanOn...*) und Freiformscans (*ScanIn...*). In der 3-D-Messablaufsteuerung der NMM-1 werden gesteuerte und geregelte Scans, der Ausweichscan und Freiformscans unterschieden.

10.7.4 Gesteuerter Scan

Bei dem gesteuerten Scan wird das Tastsystem in Kontakt gebracht und eine Bewegung auf einer vordefinierten Kurve durchgeführt. Bei Kontakt mit dem Messobjekt wird das Tastsystem durch die Abweichungen der Messobjektoberfläche unterschiedlich ausgelenkt und die Auslenkungen während der Bewegung in gleichmäßigen Abständen erfasst. Zur klaren Abgrenzung von den geregelten Scans wurden die neuen Messbefehle *MoveOnLine*, *MoveOnCircle*, *MoveOnHelix* und *MoveOnCurve* definiert (vgl. Anhang G S. 213). Die Funktionen unterscheiden sich in der Kurvenvorgabe einer Linie, eines Kreises, einer Spirale und einer Abfolge von Linien.

Abbildung 10.17a zeigt für eine Messung mit Antastung in z-Richtung den Verlauf einer strukturierten Messobjektoberfläche und den Messbereich des Tastsystems während der Messung. In dem Bereich 3 überschreitet das Tastsystem die zulässige Auslenkung, welche zu einer Beschädigung des Tastsystems und Messobjekts führen kann. Bei korrekt eingestellten Parametern kann das Überwachungssystem der NMM-1 eine zu starke Auslenkung verhindern, indem es die Messbewegung abbricht. Im Bereich 4 verliert das Tastsystem den Kontakt zum Messobjekt und es werden keine gültigen Oberflächenmessdaten erfasst. Bei dieser Scanvariante müssen die Höhenunterschiede der Messobjektstrukturen kleiner als der Tastsystemmessbereich sein. Das Messergebnis kann direkt aus der Tastsystemauslenkung \vec{d} oder aus der Differenz von Tastsystemauslenkung und Interferometermesswert $\vec{d} - \vec{l}$ ermittelt werden (vgl. Abbildung 10.17b).

10.7.5 Geregelter Scan

Zur Vergrößerung des Messbereichs wird häufiger der geregelte Scan eingesetzt. Die Tastsystemauslenkung oder Messkraft wird als Regelgröße genutzt und der Betrag der Messkraft auf einem konstanten Wert gehalten [391]. Während der vorgegebenen Bewegung in lateraler Richtung werden die Messwerte des Tastsystems und der Interferometer in gleichmäßigen Abständen erfasst (vgl. Abbildung 10.18a). Das Messobjekt wird entsprechend der Struktur seiner Oberfläche in



Abbildung 10.17: Gesteuerter Scan: (a) Messobjektoberfläche und Tastsystemmessbereich und (b) Auslenkungssignal d_z des Tastsystems und Interferometermesswert l_z der NMM-1 (1 Messobjektoberfläche, 2 Tastsystemmessbereich, 3 Bereich mit zu starker Auslenkung des Tastsystems (keine gültigen Oberflächendaten und Gefahr einer Beschädigung), 4 Bereich ohne Kontakt (keine gültigen Oberflächendaten) und 5 Auslenkung mit nomineller Messkraft)



Abbildung 10.18: Messkraftgeregelter Scan: (a) Messobjektoberfläche und Tastsystemmessbereich und (b) Auslenkungssignal d_z des Tastsystems und Interferometermesswert l_z der NMM-1 (1 Messobjektoberfläche, 2 Tastsystemmessbereich, 3 Kante mit Verlust des Kontaktes (schnelle Bewegung des Messobjekts nach oben erforderlich) und 4 Kante mit zu starker Auslenkung des Tastsystems (schnelle Bewegung des Messobjekts nach unten erforderlich und Gefahr einer Beschädigung))

Tastsystemrichtung nachgeführt. Für moderate Steigungen der Messobjektoberfläche ist das System in der Lage den Kontakt und die Messkraft konstant zu halten. Das Messergebnis kann aus dem vorzeichengewechselten Interferometermesswert $-\vec{l}$ oder der Differenz von Tastsystemauslenkung und Interferometermesswert $\vec{d} - \vec{l}$ ermittelt werden (vgl. Abbildung 10.18b). Wenn die Kantenhöhe den Messbereich des Tastsystems überschreitet, kann das Überwachungssystem der NMM-1 die Messbewegung stoppen (Kanten 3 und 4). Während an der Kante 4 Beschädigungen auftreten können, verliert das Tastsystem an der Kante 3 den Kontakt mit dem Messobjekt. Die Scanvariante wurde mit den Funktionen *ScanOnLine*, *ScanOnCircle* und *ScanOnHelix* in die Ablaufsteuerung integriert (vgl. Anhang G S. 216). Die Funktionen unterscheiden sich in der Kurvenvorgabe einer Linie, eines Kreises und einer Spirale. Die nominelle Antastrichtung wird während des Scans aus der Kurvenvorgabe errechnet.

10.7.6 Ausweichscan

Da die gesteuerten Scans höhere Scangeschwindigkeit erlauben, werden von verschiedenen Herstellern gesteuerte und geregelte Scans auch periodisch alternierend eingesetzt [389]. Aus den Messdaten des geregelten Scans werden Korrekturen der vorgegebenen Kurve für den jeweils nachfolgenden gesteuerten Scan ermittelt. Eine Korrektur kann auch während des gesteuerten Scans durch eine stufenweise Nachführung beim Überschreiten von Grenzwerten erfolgen [393].

Der Ausweichscan stellt eine auslenkungsabhängige Kombination von gesteuerten und geregelten Scan dar und wurde für speziell die NMM-1 entwickelt. Die Messbefehle MoveOnLine, MoveOnCircle, MoveOnHelix und MoveOnCurve können hierfür mit dem Parameter cm_dodge aufgerufen werden (vgl. Anhang G S. 213). Die Messung startet als gesteuerter Scan und schaltet sobald der Betrag der Messkraft den Sollwert der Antastregelung überschreitet in den geregelten Scan um (vgl. Abbildung 10.19a Abschnitte 5). Kommt das System während dieses geregelten



Abbildung 10.19: Ausweichscan: (a) Messobjektoberfläche und Tastsystemmessbereich und (b) Auslenkungssignal d_z des Tastsystems und Interferometermesswert l_z der NMM-1 (1 Messobjektoberfläche, 2 Tastsystemmessbereich, 3 Kante mit Verlust des Kontaktes (schnelle Bewegung des Messobjekts nach oben erforderlich), 4 Kante mit zu starker Auslenkung des Tastsystems (schnelle Bewegung des Messobjekts nach unten erforderlich und Gefahr einer Beschädigung), 5 Bereich des geregelten Scans mit Messkraftregelung, 6 Bereich ohne Kontakt (keine gültigen Oberflächendaten) und 7 Auslenkung mit nomineller Messkraft)

Scans wieder auf die vorgegebene Trajektorie zurück, schaltet das System in den gesteuerten Scan um. Das Messergebnis kann nur aus der Differenz von Tastsystemauslenkung und Interferometermesswert $\vec{d} - \vec{l}$ ermittelt werden (vgl. Abbildung 10.19b). Wenn die Kantenhöhe den Messbereich des Tastsystems überschreitet, kann das Überwachungssystem der NMM-1 die Messbewegung stoppen (Kanten 3 und 4). Im Bereich 6 verliert das Tastsystem den Kontakt zum Messobjekt und es werden keine gültigen Oberflächenmessdaten erfasst. Diese Technik erlaubt Rasterkraftmessungen über ebene Flächen mit sehr tiefen Löchern, da der *cantilever* nicht in die Löcher eintaucht (Bereich 6) aber höheren Strukturen (Bereich 5) ausweichen kann.

10.7.7 Freiformscan

Freiformscans erfordern Tastsysteme mit einem Messkraftvektor für zwei oder drei Koordinatenrichtungen und erlauben Messungen an steilen und hohen Kanten. Die Antastrichtung hängt von der Messobjektoberfläche ab und wird während des Scans aus dem Messkraftvektor und der vorgegebenen Scanfläche berechnet [189, 227, 388, 390]. Das Tastsystem wird in der Scanfläche gehalten, während es sich gleichzeitig entlang der Oberfläche des Messobjektes bewegt. Mit der Messkraftregelung kann das Tastsystem der Kontur des Messobjekts auch an steilen Kanten folgen (vgl. Abbildung 10.20a). An den Kanten wird ein Seitenwandscan durchgeführt. Das Messobjekt wird mit der Scangeschwindigkeit an den Kanten 3 aufwärts und 4 abwärts bewegt. Die messbaren Strukturen sind nur durch die Form und Größe des Tastelementes und Tasterschaftes begrenzt. Das Messergebnis kann aus dem vorzeichengewechselten Interferometermesswert $-\vec{l}$ oder der Differenz von Tastsystemauslenkung und Interferometermesswert $\vec{d} - \vec{l}$ ermittelt werden (vgl. Abbildung 10.20b). Die Messbefehle des Freiformscans ScanInPlane... und ScanInCyl... unterscheiden sich in der Vorgabe der Scanfläche (Ebene oder Mantelfläche eines Zylinders) und



Abbildung 10.20: Freiformscan mit Messkraftvektor des Tastsystems: (a) Messobjektoberfläche und Tastsystemmessbereich (z- und x-Achsenbereich) und (b) Auslenkungssignal d_z des Tastsystems und Interferometermesswert l_z der Nanomessmaschine (1 Messobjektoberfläche, 2 Tastsystemmessbereich, 3 Kante mit Seitenwandmessung (Bewegung mit Scangeschwindigkeit nach oben), 4 Kante mit Seitenwandmessung (Bewegung mit Scangeschwindigkeit nach unten)

den Abbruchkriterien (Ebene, Zylinder und Kugel) für den Scan (vgl. Anhang G S. 219).

Kapitel 11

Messumgebung

Die Messumgebung der Nanomessmaschine wirkt sich mit ihren Temperatur-, Luftdruck- und Luftfeuchteschwankungen sowie Schall und Vibrationen sehr stark auf die erreichbaren Messunsicherheiten aus. Zur Reduzierung des Einflusses sind Isolationen und Korrekturen mit gemessenen Einflussgrößen erforderlich. Nachfolgend soll ein Überblick über diese Maßnahmen und die erzielten Ergebnisse, die Temperierung und das Beobachtungskamerasystem gegeben werden.

11.1 Schwingungs- und Schallisolation

Die Messungen werden außer von der Lufttemperatur, dem Luftdruck, der Luftfeuchte und dem CO_2 -Gehalt von eingeprägten Schwingungen und Schall beeinflusst. Eine Abhängigkeit von dem Umgebungslicht tritt nur bei ausnahmsweise geöffneten Abdeckungen der Interferometermessköpfe auf. Beleuchtungseinrichtungen bewirken dann meist eine signifikante Modulation der Fotoempfängersignale mit 100 Hz für 50 Hz Netzfrequenz bzw. 120 Hz für 60 Hz Netzfrequenz.

Eingeprägte Erschütterungen regen den Positioniertisch zu Schwingungen an und stellen somit Störungen für das Positions- und Winkelregelungssystem dar. Weisen das Tastsystem und die Interferometer für das Störspektrum gleiche Frequenzgänge auf, so werden die Schwingungen von den Systemen gleichzeitig erfasst. Mit der Messwertberechnung aus der Differenz der Tastund Interferometersignale heben sich die gemessen Schwingungen idealerweise auf und beeinflussen die Messunsicherheit nicht. Weisen die Tastsysteme wesentlich geringere Frequenzgänge als die Interferometer auf, so müssen diese Messabweichungen bei der Messunsicherheitsberechnung berücksichtigt werden. Für 1-D- und 2-D-Tastsysteme kann die Kompensation nur in Messrichtung des Tastsystems erfolgen. Bei Oberflächenmessungen mit 1-D-Tastsystemen bewirken die Schwingungen beispielsweise, dass die Messungen an lateral versetzten Positionen auf der Messobjektoberfläche erfolgen.

Hauptursache der Störungen sind Erschütterungen, welche über die Gerätebasis eingekoppelt werden. Als Dämpfungssystem wurde eine Akustikhaube AKH-324 mit integrierten pneumatischen Schwingungsisolationstisch der Firma *Integrated Dynamics Engineering* GmbH eingesetzt (vgl. Abbildung 11.1a). Drei der vier pneumatischen Dämpfer sind mit einer Niveauregelung ausgestattet und erlauben eine Nivellierung der NMM-1. Diese ist für die Reduzierung der Verlustleistung der x- und y-Antriebe erforderlich (Hangabtriebskraft). Das zusätzliche aktive Dämpfungssystem besteht aus mehreren Schwingungssensoren zur Messung in allen translatorischen



Abbildung 11.1: Akustikhaube AKH-324 der Firma Integrated Dynamics Engineering GmbH: (a) geschlossene Haube und (b) pneumatisches und aktives Dämpfungssystem (1 pneumatischer Dämpfer, 2 pneumatischer Niveauregler, 3 Tauchspulaktor, 4 Schwingungssensor, 5 Tischplatte mit 6 Zusatzmasse und 7 Gerätebasis der NMM-1 und Kamerarahmen)

Dämpfer NMN		I-1 dea	ktiviert	NMM-1 aktiviert			
der Haube		x in	y in	z in	x in	y in	z in
pneu.	akt.	nm	nm	nm	nm	nm	nm
aus	aus	0,37	0,61	0,08	0,39	0,59	0,18
an	aus	0,12	0,13	0,08	0,31	0,31	0,20
an	an	3,27	2,18	0,15	2,72	0,98	0,20

Tabelle 11.1:

Standardabweichungen der Positionswerte der NMM-1 mit Haube und im Haus F

und rotatorischen Freiheitsgraden. Die Messsignale können in einer separat angeordneten Elektronik für die Regelung und die nachfolgende Ansteuerung von acht Tauchspulaktoren genutzt werden (vgl. Abbildung 11.1b S. 146). Die erste NMM-1 wurde in zwei Gebäuden der TU Ilmenau betrieben und an diesen Orten die Aufstellbedingungen untersucht. In der Tabelle 11.1 sind die Ergebnisse der Schwingungsanalyse für die drei Betriebszustände der Haube sowie für die Zustände der NMM-1 mit und ohne aktives Regelungssystem für die Messungen im Haus F zusammengefasst. Die Standardabweichungen für die deaktivierte NMM-1 wurden erst nach Abzug der Messwertdrift berechnet. Aus den Daten der ersten beiden Zeilen wird ersichtlich, dass die passive pneumatische Dämpfung eine Reduzierung der Standardabweichung in der x- und y-Richtung bewirkt. Bei aktivierter NMM-1 erhöhen sich die Werte durch die Regelabweichungen. Diese bleiben dann für unterschiedliche Umgebungsbedingungen meist konstant, da das System selbst wie ein aktiver Dämpfer wirkt. Mit dem Einschalten der aktiven Dämpfung der Haube verschlechterten sich die Werte dramatisch, da sich die Regelungssysteme der Haube und der Maschine sich gegenseitig beeinflussten.

Am selben Standort wurde ein aktiver Isolationstisch TS-140 von HWL Scientific Instruments GmbH getestet (vgl. Abbildung 11.2) [186]. Zum Vergleich wurden die Abweichungen des ungedämpften und gedämpften Systems ermittelt (vgl. Tabelle 11.2). Die Leistungsaufnahme des



Abbildung 11.2:

Aktiver Isolationstisch TS-140 von HWL Scientific Instruments GmbH [186]

HWL	NMM	I-1 dea	ktiviert	NMM-1 aktiviert			
Tisch	x in	y in	z in	x in	y in	z in	
	nm	nm	nm	nm	nm	nm	
aus	0,20	0,12	0,08	0,38	0,32	0,16	
an	0,11	0,11	0,06	0,36	0,33	0,18	

Tabelle 11.2:

Standardabweichungen der Positionswerte der NMM-1 mit HWL Tisch und im Haus F

Isolationstisches liegt typischerweise bei 10 W und maximal bei 50 W [186] und führt zu einer Erwärmung unter dem Messaufbau. Im Vergleich mit den einzelnen Interferometerköpfen (0,15 W)und den z-Antrieben mit Gewichtskraftkompensation (0,06 W) gibt dieses System sehr viel mehr Verlustwärme ab und stellt eine zu große Wärmequelle dar.

In den Laboren des derzeitigen Standortes im Ernst-Abbe-Zentrum wurden für den Sonderforschungsbereich "Nanopositionier- und Nanomessmaschinen" spezielle schwingungsisolierte Fundamente vorgesehen. Die schweren Fundamentkörper waren zunächst auf Federn gelagert. In Verbindungen mit den Anregungen vom Gebäude und der Maschine führte dies zu lateralen Schwingungen von mehreren hundert Nanometern des Positioniertisches der NMM-1. Nachträglich wurde das Fundament angehoben und nun oberhalb des Schwerpunktes des Fundamentkörpers auf vier pneumatischen Dämpfern der Firma Fabreeka gelagert [121]. Die prinzipielle Anordnung ist in der Abbildung 11.3 zu sehen. Die Untersuchungsergebnisse für das modifizierte Fundament sind in der Tabelle 11.3 zusammengetragen. Aus den Daten ist ersichtlich, dass die Kombination aus beiden Dämpfungen die besten Ergebnisse zeigt. Die schlechteren Werte der y-Achse können auf eine mechanische Kopplung durch die Verbindungsleitungen zwischen Tisch und Versorgungs- und Auswertungsgerät zurückgeführt werden (Anschlüsse und Kabel zeigen in y-Richtung). Die Anschlussleitungen müssen auf großer Länge frei hängen, um eine geringe Federsteifigkeit aufzuweisen und dürfen nur geringe Kräfte auf den isolierten Tisch ausüben.

Weiterhin muss bei der Auswahl des Dämpfungssystems auf eine ausreichende Dämpfung in lateraler Richtung geachtet werden. Verschiedenste Systeme mit vertikal und horizontal wirken-



Abbildung 11.3:

Modell der Schwingungsisolation mit der NMM-1 (1 Messspiegelecke mit Messobjekt, 2 Positioniersystem und 3 Gerätebasis), der Akustikhaube AKH-324 (4 isolierte Tischplatte, 5 Dämpfer, 6 Einhausung, 7 Gestell) und dem Fundament (8 Fundamentkörper und 9 Dämpfer)

pneu. Dämpfer		NMM-1 deaktiviert			NMM-1 aktiviert		
der	des Fun-	x in	y in	z in	x in	y in	z in
Haube	daments	nm	nm	nm	nm	nm	nm
aus	aus	1,41	1,56	0,18	0,79	0,52	0,18
an	aus	0,67	2,92	0,10	0,33	1,11	0,14
aus	an	0,52	1,39	0,09	0,41	$0,\!55$	0,11
an	an	0,47	1,00	0,07	0,30	0,50	0,14

Tabelle 11.3:

Standardabweichungen der Positionswerte der NMM-1 mit Haube und im Ernst-Abbe-Zentrum [129]

den Isolatoren werden bereits angeboten [332, 345] oder können durch eine Mallock-Anordnung wie in der *molecular measuring machine* aufgebaut werden [222, 508]. Bei Geräten, die im Vakuum arbeiten, müssen die Vibrationen der Pumpen beachtet werden. Diese erzeugen mechanische Schwingungen, die vom Messaufbau mit flexiblen Rohren entkoppelt werden müssen. Weiterhin können durch starke Druckschwankungen beim Abpumpen Schwingungen der Vakuumkammerwände entstehen. In [222] wird für den Messbetrieb der Einsatz von acht Ionenpumpen vorgeschlagen, nachdem das Vakuum zuvor mit einer Turbomolekularpumpe erzeugt wurde.

Weitere Störquellen sind Schallwellen, die zu Luftdruck- und Brechzahlschwankungen führen sowie den Messaufbau zu mechanischen Schwingungen anregen. Die Auswirkungen können durch eine Einhausung oder Haube reduziert werden. Für die eingesetzte Akustikhaube AKH-324 wird eine Dämpfung von $-10 \,\mathrm{dB}$ bei 50 Hz, $-15 \,\mathrm{dB}$ bei 100 Hz und $-20 \,\mathrm{dB}$ bei 300 Hz angegeben. Weiterhin bewirkt diese Haube eine thermische Isolation und eine Dämpfung und Filterung der Luftfeuchteänderungen im Innenraum der Haube.

11.2 Temperierung und Umweltdatenlogger

Bei längeren Messungen mit der NMM-1 in der Akustikhaube AKH-324 waren signifikante Temperaturanstiege zu verzeichnen, welche mit einem exponentiellen Verlauf erst nach einigen Tagen einen statischen Wert erreichten. Die Endtemperaturen lagen dann zwischen 10K und 20K über der Umgebungstemperatur. Die Verlustwärme der Antriebe konnte durch die Gewichtskraftkompensation reduziert werden. In Abhängigkeit von dem Messablauf, den Geschwindigkeiten und Beschleunigungen sowie der unterschiedlichen und ortsabhängigen Reibung der Führungen wird zusätzlich Wärme von den Antrieben freigesetzt. Der Leistungsumsatz kann durch eine zusätzliche Messung der Antriebsströme oder eine Aufzeichnung der Stellsignale der Antriebe (D/A-Wandlerausgabe) und anschließende Umrechnung ermittelt werden. Weiterhin wäre eine Reduzierung der Verlustwärme der Interferometermessköpfe durch eine Verlingerung der Betriebsspannung von ± 5 V auf $\pm 2,5$ V der Fotoempfängerschaltung im Interferometermesskopf möglich. Gleichzeitig würde dadurch die Übertemperatur und das temperaturabhängige Rauschen der OPVs verringert [203]. Die Hauptwärmequellen sind derzeit die verschiedenen Tastsysteme mit integrierter Elektronik oder Laserdioden sowie USB- oder Firewire-Kameras. Der Wärmestau konnte nur durch eine Temperierung des Innenraums der Haube beseitigt werden. Die Wärme wird von sieben an den vier Seitenwänden und der Decke befestigten Temperierungsplatten und



Abbildung 11.4: Temperierungssystem: (a) Temperierungsplatten an den Innenflächen der Haube, (b) Aufbau und Befestigung der Temperierungsplatten (1 Kupferplatte, 2 Kupferrohr, 3 Lötverbindung, 4 Dämmmatte, 5 Schwingungsdämpfer, Verschraubung mit 6 Kupferplatte und 7 Haube) und (c) Struktur des Temperierungssystems (1 NMM-1, 2 Messdatenerfassungssystem 34970A mit 3 20-Kanal-Multiplexer-Modul 34901A, 4 Kälte-Umwälzthermostat FPW50-HL mit 5 Regler und 6 internen Wasserbad, 7 PC mit MATLAB[®], 8 Temperierungsplatten, 9 Haube, 10 RS-232 und 11 Kühlwasseranschluss des Gebäudes)

einem Kälte-Umwälzthermostat FPW50-HL aus der Haube abgeführt (vgl. Abbildung 11.4a). Der Kälte-Umwälzthermostat misst die Temperatur mit einem Pt 100 und pumpt entsprechend wärmeres oder kälteres Wasser durch die Temperierungsplatten (vgl. Abbildung 11.4c). Seine Abwärme gibt er an eine Kühlwasserleitung des Gebäudes ab. Mit dieser Temperaturregelung kann nach Herstellangaben eine Temperaturkonstanz $\pm 0,01$ K erreicht werden [201]. Bei der Aufstellung des Kälte-Umwälzthermostats war eine Entkopplung vom Fundament mit elastischen Schwingungsdämpfern erforderlich, da die Pumpe und das Kälteaggregat Vibrationen des Messtisches hervorriefen. Die Temperierungsplatten sind mit elastischen Schwingungsdämpfern auf der Rückseite mit Dämmmatten zur Temperaturisolierung und Schwingungsdämpfung beklebt (vgl. Abbildung 11.4b). Diese Maßnahmen bewirken eine Reduzierung der Vibrationen, welche von den Druckstößen der Pumpe und der Strömung im Kupferrohr hervorgerufen werden.

Das Temperierungssystem wird durch ein System zur kontinuierlichen Umweltdatenerfassung ergänzt. Der Umweltdatenlogger besteht aus einem Messdatenerfassungssystem 34970A und einem integrierten 20-Kanal-Multiplexer-Modul 34901A [7]. Parallel zu der eingebauten Sensorik der NMM-1 wurden sieben Temperatursensoren Pt 100, ein Drucksensor RPT 200 [103] und ein Feuchtesensor HIH-3602-C [183] in die Akustikhaube integriert. Die Temperatursensoren wurden zuvor in dem internen Wasserbad des Kälte-Umwälzthermostats mit einem zertifizierten Pt 10 als Referenz kalibriert [288]. Ein baugleiches Messdatenerfassungssystem mit einem zu-



Abbildung 11.5:

Verlauf der Temperaturwerte in der Akustikhaube für einen Monat (Juni 2008)



sätzlichen Infrarot-CO₂-Sensor MF420-IR-CO₂ mit einem Messbereich von 0 - 3000 ppm dient zur Messung im Laborraum [90]. Die Messwerte können zur Ermittlung der Messunsicherheit für die Messungen mit der NMM-1 eingesetzt werden. Die Temperaturstabilität in der Haube wird zur Abschätzung der Unsicherheit durch thermische Ausdehnung und der CO₂-Gehalt zur Abschätzung der Unsicherheit der Brechzahlermittlung genutzt.

Die Temperierung der Akustikhaube ist in der Abbildung 11.5 für einen Monat (Juni 2008) dargestellt. Darin sind sechs Abschnitte zu sehen, in denen das Temperierungssystem eingeschalten war und sich Temperaturplateaus ausbildeten. In vier dieser Abschnitte sind Temperaturänderungen zu sehen, die auf Änderungen der Wärmequellen beruhen (z. B. Aktivierung der Maschine). Nach einer Ausgleichszeit von ca. 12 h bilden sich stabile räumliche Temperaturverteilungen und -gradienten aus. Die Temperatur der Plateaus variiert mit der räumlichen Verteilung der Wärmequellen. Ähnliche Temperaturschichtung und Gradienten konnten für Messungen ohne Gewichtskraftkompensation und mit einer Last von 1 kg auf der Messspiegelecke (Verlustleistung ca. 8 W) gemessen und mit FEM-Analysen berechnet werden [487]. Die Temperaturstabilitäten der Plateaus unterschreiten teilweise die Herstellerangabe von ± 0.01 K. Zur Abschätzung der

Unsicherheit durch thermische Ausdehnung müssen die Temperaturstabilitäten der jeweiligen Messungen genutzt werden.

In der Abbildung 11.6 ist der Verlauf des CO₂-Gehaltes für einen Monat (Juni 2008) abgetragen. Die Spitzen des CO₂-Gehaltes sind auf anwesende Personen in dem Labor zurück zu führen. Der CO₂-Gehalt schwankt zwischen 300 ppm und 700 ppm und führt zu einer relativen Messabweichung von $5,8 \cdot 10^{-8}$ [27]. Der eingesetzte CO₂-Sensor besitzt eine relativ hohe Verlustleistung von 2,4 W und eine ungenügende Genauigkeit von $\pm 2\%$ [90], weshalb auf eine Integration in die NMM-1 zur Brechzahlkorrektur verzichtet wurde.

11.3 Beobachtungskamerasystem

Während der Messungen ist das Öffnen der Haube nicht möglich, da dies zu einer Störung des stabilen Temperierungszustandes führt. Besonders bei 3-D-Messungen an unbekannten Messobjekten ist eine visuelle Beobachtung von Tastsystem und Messobjekt zur Orientierung erforderlich. Hierfür sind zwei Überblickkameras an einem Kamerarahmen befestigt, der auf dem Isolationstisch steht und an der Gerätebasis der NMM-1 anliegt (vgl. Abbildung 11.7a). Zusätzlich sind zwei Mikroskopkameras mit Blickrichtung in negative x- und y-Richtung befestigt und können mit Justierelementen auf das Tastelement ausgerichtet werden (Beobachtungsfeld $1,2 \text{ mm} \times 0,9 \text{ mm}$). Die *c-mount*-Objektive S5 LPL 8411 erfordern eine koaxiale Beleuchtung mit einem Faserbündel einer Kaltlichtquelle [431]. Wegen der geringen Verlustleistung von jeweils 50 mW wurden CMOS-Kameras mit analogem FBAS-Ausgangssignal integriert. Die vier Kameras sind an dem Videoserver SNT-V704 angeschlossen (vgl. Abbildung 11.7b) [437]. Über die Ethernet Schnittstelle und das Intranet oder Internet werden die vier Kamerasignale digitalisiert



Abbildung 11.7: Beobachtungskamerasystem: (a) Kamerarahmen und (b) Struktur des Beobachtungskamerasystems (1 Überblickskamera, 2 Mikroskopkamera mit Objektiv und Justageelementen, 3 Kamerarahmen, 4 Haube, 5 Kaltlichtquelle, 6 Faserbündel, 7 Schalterbox, 8 Videoserver, 9 Monitor, 10 Internet, 11 PC mit Internetbrowser und 12 Netzteil)

übertragen und können mit einem Internetbrowser an mehreren PCs (bzw. Clients) gleichzeitig beobachtet werden. Zusätzlich sind über eine Schalterbox zwei analoge Monitore neben der Maschine angeschlossen. Am Kamerarahmen können zwei CMOS-Kameras ohne Objektiv zur Justage des Tastelementes in den Abbepunkt befestigt werden.

Kapitel 12

Positionier- und Messunsicherheiten

Für Messergebnisse ist eine Angabe zur Qualität (Messunsicherheit) des Ergebnisses erforderlich. Erst durch diese Angabe lassen Messergebnisse untereinander und mit Referenzwerten vergleichen. Der GUM (*Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement*) ist ein international anerkannter Leitfaden zur Ermittlung der Messunsicherheit [301]. Entsprechend dieses Leitfadens wird nachfolgend für das Beispiel einer Differenzmessung zwischen zwei Antastpunkten das Modell und die Messunsicherheitsermittlung unter Beachtung der Korrelationen dargestellt.

12.1 Gesamtmodell

Die Aufgaben der Nanopositionier- und Nanomessmaschinen können in eine Positionierung für die Bearbeitung oder die Messung an einem Objekt unterschieden werden. Dabei gehen jeweils die Unsicherheiten des Bearbeitungssystems oder des Antastsystems in die kombinierte Unsicherheit ein. In der Literatur wird häufig auch eine Angabe der Positionierunsicherheit gegeben, welche aussagt wie exakt und reproduzierbar ein Punkt wiederholt angefahren oder gehalten werden kann. Entsprechend existieren Prüfregeln für Werkzeugmaschinen nach denen die Positionierunsicherheit und die Wiederholpräzision der Positionierung von numerisch gesteuerten Achsen mit einem genaueren Längenmesssystem ermittelt werden [302]. Teilweise werden strukturierte Messobjekte oder Messobjekte mit Referenzmarken mit dem eingebauten Tastsystem vermessen. Die ermittelten Standardabweichungen der Positionswerte von einzelnen Artefakten beschreiben dann die Reproduzierbarkeit der Positionierung. Die Positionierunsicherheit wurde in [168] für die NMM-1 theoretisch untersucht, da kein Längenmesssystem mit besserer Genauigkeit zur Verfügung stand. In allen bisherigen Unsicherheitsanalysen für die NMM-1 blieben die Korrelationen zwischen den Messpunkten unbeachtet [168, 373]. Die Unsicherheit eines Tast- oder Bearbeitungssystems ist in diesen Analysen ebenfalls nicht eingeschlossen. Die Messunsicherheit kann nur mit einem Tastsystem und einem Messobjekt für eine konkrete Messung ermittelt werden. Weiterhin ist die Messunsicherheit von der Aufgabe, dem Ablauf und der mathematischen Ermittlung des Ergebnisses aus den verschiedenen Einzelmesspunkten abhängig.

Für Messunsicherheitsanalysen muss ein Modell für die Ermittlung des Messergebnisses Yin Abhängigkeit von den Eingangsgrößen X_1 bis X_n formuliert werden. Die Modellgleichungen müssen jeweils separat für die x-, y- und z-Achse aufgestellt werden und alle bekannten Einflussgrößen für die richtungsabhängigen Messungen berücksichtigen. In [136] wird eine vek-



Abbildung 12.1:

Metrologische Ketten der Messachsen (A Zentrumspunkt des Interferometers, Reflexionspunkt des B Messstrahls und C Referenzstrahls, $\overline{AB_o}$ Messstrahllänge, $\overline{AC_o}$ Referenzstrahllänge, $\overline{AC_m}$ Strecke des Referenzspiegelträgers, $\overline{AH_m}$ Strecke des Metrologierrahmens und D Auswerteblende) und gemeinsame Bezugspunkte (E Auflagepunkt des Messobjekts, F Kontaktpunkt des Tastsystems, G Tastelementmittelpunkt und H Tastsystembefestigungspunkt)

torielle Schreibweise vorgeschlagen, bei der jede Messachse einer Vektorkomponente entspricht. Die Analysen und Berechnungen werden nachfolgend zur Vereinfachung ohne Achszuordnung durchgeführt. Zur Aufstellung der Modellgleichungen dienen die in der Abbildung 12.1 dargestellten metrologischen Ketten. Der Bezugspunkt hierfür ist jeweils der Ort der Strahlteilung von Mess- und Referenzarm bzw. der Zentrumspunkt (A) der Interferometer. Da mit dem Interferometer eine Differenzmessung zwischen Mess- und Referenzarm stattfindet, muss für jeden dieser Arme eine Kette aufgestellt werden. Die Teilstücke müssen entlang der Ketten beginnend am Zentrumspunkt des Interferometers entsprechend der Koordinatenachse vorzeichengerecht eingetragen werden ($\overline{CA_m} = -\overline{AC_m}$). Die Kette des Referenzarms beinhaltet den optischen Weg des Referenzstrahls und die mechanischen Komponenten zwischen dem Ort der Strahlteilung (A) und dem Reflexionspunkt des Referenzstrahls (C).

$$0 = \overline{AC_{\rm o}} + \overline{CA_{\rm m}} = \overline{AC_{\rm o}} - \overline{AC_{\rm m}}$$
(12.1)

Die Kette des Messarms wird über wesentlich mehr Komponenten geschlossen. Hierzu gehören der Metrologierahmen, das Tastsystem, das Messobjekt mit Aufnahme und die Messspiegelecke.

$$0 = \overline{AB_{\rm o}} + \overline{BE} + \overline{EF} + \overline{FG} + \overline{GH} + \overline{HA_{\rm m}}$$
(12.2)

Aufgrund des Prinzips der interferenzoptischen Messung werden die Wege des Messarms (A Zentrumspunkt des Interferometers zum B Reflexionspunkt des Messstrahls) und des Referenzarms (A Zentrumspunkt des Interferometers zum C Reflexionspunkt des Referenzstrahls) nur als optischer Gangunterschied (Differenzwert) erfasst und somit gemeinsam betrachtet (vgl. Abbildung 12.1). Die Ausgabewerte l_m der Interferometer ohne Spiegeleckenkorrektur können mit der nachfolgenden Gleichung beschrieben werden (vgl. Abbildung 6.21 S. 76).

$$l_{\rm m} = \overline{AB_{\rm o}} - \overline{AC_{\rm o}} - l_{\rm t} \tag{12.3}$$

Aus den Gleichungen (12.1) bis (12.3) ergibt sich die nachfolgende Modellgleichung für eine einzelne Messposition.

$$-\overline{EF} = l_{\rm m} + l_{\rm t} + \overline{AC_{\rm m}} + \overline{BE} + \overline{FG} + \overline{GH} + \overline{HA_{\rm m}}$$
(12.4)

Die Messergebnisse einer einzelnen Koordinatenmessung sind die Teilstrecken \overline{EF} vom Auflagepunkt des Messobjekts zum Kontaktpunkt des Tastsystems oder bei einem undefinierten Auflagepunkt die Summen der Teilstrecken $\overline{BF} = \overline{BE} + \overline{EF}$ von den Reflexionspunkten der Messstrahlen zum Kontaktpunkt des Tastsystems. Da mit dem Auflegen des Messobjekts kein bleibender Bezug für die Messung erreicht werden kann, erfordern alle Messaufgaben mindestens zwei oder mehrere Messpunkte. Für die Auswertung werden die Differenzwerte der Messpunktkoordinaten genutzt. Wegen der Vielzahl der Messaufgaben und deren Auswertung mit komplexen Algorithmen (Filterung, Regression, FFT usw.) sollen die Modellgleichungen im Weiteren nur für die einfache Messaufgabe der Differenzmessung $\overline{EF_2} - \overline{EF_1}$ zwischen zwei Koordinatenpunkten erweitert werden.

12.2 Interferenzoptische Längenmessung

Die interferometrische Längenmessung realisiert die Erfassung der Längendifferenzen zwischen den Strecken $\overline{AB_{o}}$ und $\overline{AC_{o}}$. Entsprechend der Gleichung (6.38) S. 77 kann für jede Achse der Interferometerwert $l_{\rm m}(t)$ mit Gleichung (12.5) berechnet werden.

$$l_{\rm m}(t) = \frac{\lambda(t)}{k_{\rm TF} k_{\rm IF}} (N(t) - N(0)) + \left(\frac{\lambda(t)}{\lambda(0)} - 1\right) l_{\rm t}$$
(12.5)

Als Einflussgrößen sind die aktuelle Vakuumwellenlänge $\lambda_{\text{vac}}(t)$ des Lasers, die Luftbrechzahl n(t)und der Demodulationswert N(t) sowie die Vakuumwellenlänge $\lambda_{\text{vac}}(0)$, die Brechzahl n(0) und der Demodulationswert N(0) beim Nullen des Zählers und die Totstrecke l_t zu nennen. Entsprechend der Gleichung (6.39) S. 77 für die Differenzmessung zwischen zwei Messpunkten hängt der Längendifferenzwert von der Wellenlänge beim Nullen und bei den zwei Messpunkten ab. Die Vakuumwellenlängen resultieren aus dem gleichen Laser und werden mit Brechzahlen korrigiert, die mit dem gleichen Umweltmesssystem (Lufttemperatur, -druck und -feuchte) ermittelt werden. Die Korrelation der Einflussgrößen muss bei der Unsicherheitsberechnung beachtet werden. Mit den Ersetzungen für die Wellenlängen $\lambda(t_1) = \lambda(0) + \Delta\lambda_1$ und $\lambda(t_2) = \lambda(t_1) + \Delta\lambda_2$ kann eine Entkopplung der Einflussgrößen erreicht werden (vgl. Gleichung (12.6)).

$$l_{\rm d} = \frac{(\lambda(0) + \Delta\lambda_1 + \Delta\lambda_2)(N(t_2) - N(0)) - (\lambda(0) + \Delta\lambda_1)(N(t_1) - N(0))}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}} + \frac{\Delta\lambda_2}{\lambda(0)}l_{\rm t} \quad (12.6)$$

Nach dem Ausmultiplizieren und Zusammenfassen erhält man die nachfolgende Gleichung.

$$l_{\rm d} = \frac{(\lambda(0) + \Delta\lambda_1)(N(t_2) - N(t_1))}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}} + \Delta\lambda_2 \left(\frac{N(t_2) - N(0)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}} + \frac{l_{\rm t}}{\lambda(0)}\right)$$
(12.7)

Mit den partiellen Ableitungen nach den Größen $\lambda(0)$, $\Delta\lambda_1$, $\Delta\lambda_2$ und l_t kann für diese unkorrelierten Einflussgrößen deren Unsicherheitsbeitrag ermittelt werden. Entsprechend ergibt sich der nachfolgende Unsicherheitsbeitrag für den Differenzwert l_d .

$$u_{1a}(l_{\rm d}) = \frac{\sqrt{\left(\frac{N(t_2) - N(t_1)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}} - \frac{\Delta\lambda_2 l_{\rm t}}{\lambda^2(0)}\right)^2 u^2(\lambda(0)) + \left(\frac{N(t_2) - N(t_1)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}}\right)^2 u^2(\Delta\lambda_1)}}{+ \left(\frac{N(t_2) - N(0)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}} + \frac{l_{\rm t}}{\lambda(0)}\right)^2 u^2(\Delta\lambda_2) + \left(\frac{\Delta\lambda_2}{\lambda(0)}\right)^2 u^2(l_{\rm t})}$$
(12.8)

Setzt man die nachfolgenden Näherungen in diese Gleichung ein, so vereinfacht sich die Gleichung (vgl. Gleichung (12.10)).

$$\frac{l_{\rm d}}{\lambda(0)} \approx \frac{N(t_2) - N(t_1)}{k_{\rm TF} k_{\rm IF}} \quad \frac{l_{\rm m}(t_2)}{\lambda(0)} \approx \frac{N(t_2) - N(0)}{k_{\rm TF} k_{\rm IF}} \tag{12.9}$$

$$u_{1a}(l_{\rm d}) = \frac{\sqrt{\left(\frac{l_{\rm d}}{\lambda(0)} - \frac{\Delta\lambda_2 l_{\rm t}}{\lambda^2(0)}\right)^2 u^2(\lambda(0)) + \left(\frac{l_{\rm d}}{\lambda(0)}\right)^2 u^2(\Delta\lambda_1)}}{+ \left(\frac{l_{\rm m}(t_2) + l_{\rm t}}{\lambda(0)}\right)^2 u^2(\Delta\lambda_2) + \left(\frac{\Delta\lambda_2}{\lambda(0)}\right)^2 u^2(l_{\rm t})}$$
(12.10)

Der erste Unsicherheitsbeitrag resultiert aus der Unsicherheit der Wellenlänge $\lambda(0)$ beim Nullen. Der zweite Beitrag entsteht durch die Wellenlängenänderung $\Delta\lambda_1$ bis zur ersten Messung. Der dritte Anteil ist als Unsicherheitsbeitrag aus der Wellenlängenänderung $\Delta\lambda_2$ für den Zeitraum zwischen den beiden Messungen zu verstehen. Der vierte Anteil entsteht durch die Unsicherheit der Totstreckenlänge l_t . Bei den meisten Messaufgaben finden die Messungen in einem kurzen Zeitraum statt, in dem die Vakuumwellenlänge, die Brechzahl und die thermische Ausdehnung der Messanordnung nahezu konstant sind. Bei der Ermittlung der Messunsicherheit mit einer statistischen Analyse einer Messreihe werden die beiden ersten Unsicherheitsbeiträge nicht berücksichtigt und führen zu kleineren Unsicherheitsangaben. Die Einflussgrößen Vakuumwellenlänge λ_{vac} und Brechzahl *n* müssen für die Berechnung in den Grundwert beim Nullen und die zwei nachfolgenden Änderungen zerlegt und für diese die separaten Unsicherheitsbeiträge ermittelt werden. Hierfür wird ausgehend von Gleichung (6.30) S. 72 die Unsicherheit von $\lambda(0) = \lambda$ ermittelt.

$$u(\lambda) = \sqrt{\left(\frac{\partial\lambda}{\partial\lambda_{\text{vac}}}\right)^2 u^2(\lambda_{\text{vac}}) + \left(\frac{\partial\lambda}{\partial n}\right)^2 u^2(n)}$$

= $\sqrt{\frac{u^2(\lambda_{\text{vac}})}{n^2} + \left(-\frac{\lambda_{\text{vac}}}{n^2}\right)^2 u^2(n)}$ (12.11)

Jede Wellenlängenänderung $\Delta \lambda$ lässt sich als Differenz von zwei aufeinanderfolgenden Wellenlängen $\lambda(t_i)$ und $\lambda(t_{i+1})$ beschreiben. Mittels Gleichung (6.30) S. 72 kann die Differenz in Abhängigkeit der Einflussgrößen Vakuumwellenlänge λ_{vac} und Brechzahl n berechnet werden. Mit den Ersetzungen $\lambda_{\text{vac}}(t_{i+1}) = \lambda_{\text{vac}}(t_i) + \Delta \lambda_{\text{vac}}(t_{i+1})$ und $n(t_{i+1}) = n(t_i) + \Delta n(t_{i+1})$ gelangt man zur Ausgangsgleichung für die Berechnung der Unsicherheiten der Wellenlängenänderungen $\Delta \lambda_1$ und $\Delta \lambda_2$.

$$\Delta\lambda(t_{i+1}) = \lambda(t_{i+1}) - \lambda(t_i) = \frac{\lambda_{\text{vac}}(t_{i+1})}{n(t_{i+1})} - \frac{\lambda_{\text{vac}}(t_i)}{n(t_i)} = \frac{\lambda_{\text{vac}}(t_i) + \Delta\lambda_{\text{vac}}(t_{i+1})}{n(t_i) + \Delta n(t_{i+1})} - \frac{\lambda_{\text{vac}}(t_i)}{n(t_i)}$$
(12.12)

Die Unsicherheiten der Wellenlängenänderungen $\Delta \lambda_1$ und $\Delta \lambda_2$ müssten aus den partiellen Ableitungen der Gleichungen (12.13) nach λ_{vac} , $\Delta \lambda_{\text{vac}}$, n und Δn bestimmt werden.

$$\Delta \lambda = \frac{\lambda_{\text{vac}} + \Delta \lambda_{\text{vac}}}{n + \Delta n} - \frac{\lambda_{\text{vac}}}{n} = \frac{n \Delta \lambda_{\text{vac}} - \Delta n \lambda_{\text{vac}}}{n(n + \Delta n)}$$
(12.13)

Für kleine Brechzahländerungen $\Delta n \ll n$ kann $n + \Delta n$ mit n ersetzt und die Berechnung vereinfacht werden.

$$u(\Delta\lambda) = \sqrt{\left(\frac{\Delta n}{n^2}\right)^2 u^2(\lambda_{\text{vac}}) + \frac{1}{n^2} u^2(\Delta\lambda_{\text{vac}}) + \left(-\frac{\Delta\lambda_{\text{vac}}}{n^2}\right)^2 u^2(n) + \left(-\frac{\lambda_{\text{vac}}}{n^2}\right)^2 u^2(\Delta n)} \quad (12.14)$$

Die Erwartungswerte für Vakuumwellenlängenänderung $\Delta \lambda_{\text{vac}}$ und die Brechzahländerung Δn können wegen der frequenzstabilisierten Laser und der Temperierung des Aufbaus zu Null gesetzt werden. Die Unsicherheiten der Wellenlängenänderungen $\Delta \lambda_1$ und $\Delta \lambda_2$ sind somit nur von der Stabilität der Laservakuumwellenlänge $u^2(\Delta \lambda_{\text{vac}})$ und der Reproduzierbarkeit der Berechzahlermittlung bzw. -messung $u^2(\Delta n)$ abhängig.

$$u(\Delta\lambda) = \sqrt{\frac{u^2(\Delta\lambda_{\text{vac}})}{n^2} + \left(-\frac{\lambda_{\text{vac}}}{n^2}\right)^2 u^2(\Delta n)}$$
(12.15)

Für die Ermittlung eines Messwerts, der sich aus den Messwerten mehrerer Koordinaten zusammensetzt, sind zusätzlich die Korrelationen der Wellenlängen der einzelnen Messachsen zu berücksichtigen.

12.2.1 Vakuumwellenlänge

Die Laserstabilität wird als relative Frequenzstabilität u(f)/f der Laserstrahlung angegeben. Mit der Gleichung $\lambda_{\text{vac}} = c_0/f$ kann diese Angabe in eine Unsicherheit der Vakuumwellenlänge $u(\lambda_{\text{vac}})$ überführt werden.

$$u(\lambda_{\text{vac}}) = \frac{\partial c_0 / f}{\partial f} u(f) = -\lambda_{\text{vac}} \frac{u(f)}{f}$$
(12.16)

Die Vakuumwellenlängen $\lambda_{\rm vac}$ der Laser sind mit einem Frequenzanschluss gegen einen jodstabilisierten Laser kalibriert. Die Unsicherheit ist von der Kalibrierung, den Alterungseffekten und diversen anderen Einflüssen abhängig und wurde in [499] als Wiedereinschaltreproduzierbarkeit bei Stabilisierung am Nebenstrahl untersucht und mit einem Wert von U(f)/f = $2,1 \cdot 10^{-9} \dots 2,9 \cdot 10^{-8}$ (k=2) für verschiedene Laser angegeben. Nach einer thermischen Ausgleichszeit von ca. 30 min nach Beginn des Regelbetriebs sind diese Stabilitäten typischerweise kleiner als $1 \cdot 10^{-9}$ über 1 min, $1 \cdot 10^{-8}$ über 1 h und $2 \cdot 10^{-8}$ über 24 h [499]. In der NMM-1 werden die Laser derzeit jeweils separat nach dem Zwei-Moden-Vergleichsverfahren stabilisiert und sind nicht korreliert. In [499] wird eine PLL-Regelung mehrerer slave-Laser mit einem hochstabilen master-Laser vorgeschlagen. Die Unsicherheiten der Wellenlängen λ_{vac} der drei slave-Laser entsprechen in diesem Fall der Wiedereinschaltreproduzierbarkeit des master-Lasers bei Stabilisierung am Hauptstrahl von $u(f)/f = 1 \cdot 10^{-9}$ oder der Frequenzunsicherheit eines jodstabilisierten Lasers $u(f)/f = 2.5 \cdot 10^{-11}$ und wären hundertprozentig korreliert [499]. Die Kurzzeitstabilität $u(\Delta f)/f$ würde sich aus der Stabilität des master-Lasers (hundertprozentig korreliert) und der Regelunsicherheit $u(\Delta f)/f = 6.5 \cdot 10^{-10}$ (bzw. $u(\Delta f)/f = 3 \cdot 10^{-10}$ für einen Temperaturbereich von $\pm 10 \,\mathrm{K}$) der einzelnen unkorrelierten PLL-Regelungen zusammensetzen.

12.2.2 Brechzahl

Der Einfluss der Luftbrechzahl wird mit gemessenen oder abgeschätzten Einflussgrößen (Lufttemperatur, Luftdruck, relative Luftfeuchte und CO₂-Konzentration) entsprechend den Berechnungsgleichungen für die Brechzahl (vgl. Gleichungen (B.4) bis (B.6) S. 194), den Wasserdampfpartialdruck (vgl. Gleichung (B.3) S. 193) und die Lufttemperatur (vgl. Gleichung (D.3) S. 197) korrigiert. Somit ist die Unsicherheit nicht von den Änderungen der Luftbrechzahl sondern nur von der Unsicherheit der Korrektur abhängig. Mit den partiellen Ableitungen und den Messunsicherheiten der Lufttemperatur ϑ , des Luftdruckes p und der relativen Luftfeuchte RH, der Unsicherheit der Abschätzung der CO₂-Konzentration x sowie der Unsicherheit der Berechnungsgleichung $u_{\text{Boe}}(n)$ kann die Unsicherheit der Brechzahl n ermittelt werden (vgl. Gleichung (12.17)).

$$u(n) = \frac{\sqrt{\left(\frac{\partial n}{\partial t}\right)^2 u^2(\vartheta) + \left(\frac{\partial n}{\partial p}\right)^2} u^2(p) + \left(\frac{\partial n}{\partial RH}\right)^2 u^2(RH)}{+ \left(\frac{\partial n}{\partial x}\right)^2 u^2(x) + u^2_{Boe}(n)}$$
(12.17)

Aufgrund der komplexen Abhängigkeit von ϑ empfiehlt sich die Monte-Carlo-Methode zur Ermittlung der Unsicherheit u_{MCM} . Dafür werden die Messunsicherheitswerte der Lufttemperatur-, Luftdruck- und Luftfeuchtemessungen aus Abschnitt 6.2.5.2 S. 71 genutzt. Die Unsicherheit des CO₂-Gehalts wird mit ± 100 ppm und einer Unsicherheit von $u(x) = \pm 100$ ppm/ $\sqrt{3} = 57,73$ ppm abgeschätzt (vgl. Abschnitt 11.2 S. 148). Für einen unkalibrierten Pt 100 mit 1/3 DIN Klasse B mit $\Delta \vartheta = \pm (0.1 \,\mathrm{K} + 0.005 \,\mathrm{K}^{-1} \vartheta)$ ergibt sich eine Unsicherheit $u(\vartheta) = 0.1158 \,\mathrm{K}$ aus der Kombination der Unsicherheit des Sensors $(u_1(\vartheta) = \pm 0.2 \,\mathrm{K}/\sqrt{3} = 0.1155 \,\mathrm{K})$ und der Unsicherheit der Widerstandsmessschaltung $(u_2(\vartheta) = \pm 15 \,\mathrm{mK}/\sqrt{3} = 0.0087 \,\mathrm{K})$ [127]. Die Sensoren der NMM-1 im Ernst-Abbe-Zentrum wurden mit einem von der PTB kalibrierten Pt 10 (Messunsicherheit 3 mK) kalibriert [288]. Mit der Unsicherheit $u_1(\vartheta) = 0.01 \text{ K}$ eines kalibrierten Sensors kann eine Unsicherheit $u(\vartheta) = 0.0132 \,\mathrm{K}$ erreicht werden. Aus der Genauigkeitsangabe des Drucksensors PDCR 4000 $(u_1(p) = \pm 0.04\% \cdot 100 \, \text{kPa}/\sqrt{3} = 23.09 \, \text{Pa})$ [104] und der Unsicherheit der Spannungsmessschaltung $(u_2(p) = 8,17 \text{ Pa})$ [127] kann die Unsicherheit u(p) = 24,5 Pa ermittelt werden. Die Unsicherheit $u(RH) = \pm 1.8\%/\sqrt{3} = 1.04\%$ der Feuchtemessung ist aufgrund des digitalen Ausgabewerts des Sensors nur von dessen Genauigkeit abhängig [427]. Das Unsicherheitsergebnis u(n) der Monte-Carlo-Methode wird mit der Unsicherheit der Berechnungsgleichung $u_{\text{Boe}}(n) = 1.7 \cdot 10^{-8}$ (für 50% Luftfeuchte) kombiniert (vgl. Gleichung (12.18)).

$$u(n) = \sqrt{u_{\rm MCM}^2 + u_{\rm Boe}^2(n)}$$
(12.18)

Mit den unkalibrierten Pt 100 ergibt sich eine Unsicherheit von $u(n) = 1,30 \cdot 10^{-7}$ und mit den kalibrierten Pt 100 von $u(n) = 6,96 \cdot 10^{-8}$. Entsprechend des Berechnungsansatzes nach Gleichung (12.7) S. 155 muss die Brechzahl auch in eine Brechzahl beim Nullen n und die Änderungen bis zur ersten Messung Δn_1 sowie die Änderungen zwischen den Messungen Δn_2 aufgeteilt werden, um eine Entkopplung der Einflussgrößen zu erreichen. Hierfür müssen die Unsicherheiten aus den Reproduzierbarkeiten und Nichtlinearitäten der Sensoren ermittelt werden. Diese wurden für

die Temperatur und den Druck aus Messungen abgeleitet $(u(\Delta \vartheta) = 8,7 \text{ mK} \text{ und } u(\Delta p) = 2,9 \text{ Pa}).$ Für die Feuchte wird die Angabe des Datenblattes genutzt $(u(\Delta \text{RH}) = \pm 0,1\%/\sqrt{3} = 0,058\%).$ Daraus ergibt sich eine Unsicherheit für die Brechzahländerung von $u(\Delta n) = 1,89 \cdot 10^{-8}$. Bei der Berechnung der Unsicherheitsbeiträge u(n) und $u(\Delta n)$ bleibt die rekursive Filterung unberücksichtigt, da eine direkte Übernahme von n angenommen wird .

12.2.3 Totstrecke

Die Totstrecke l_t ist ein konstanter Wert, der vor der Messung ermittelt und nachfolgend für die Messwertberechnung genutzt wird. Mit Verringerung der Totstrecke reduziert sich deren Einfluss auf die Messunsicherheit (vgl. dritte Unsicherheitsbeitrag in Gleichungen (12.10) S. 156). Die Unsicherheit der Totstrecke $u(l_t)$ muss auch berücksichtigt werden, wenn die Totstrecke zu Null justiert wird. Der Unsicherheitsbeitrag hängt von den Schwankungen der Brechzahl n(t)aufgrund von Änderung der Umgebungsbedingungen ab (vgl. vierter Unsicherheitsbeitrag in Gleichung (12.10) S. 156). Je größer diese Schwankungen sind, umso exakter muss die Totstrecke ermittelt werden. Setzt man die für einen Messraum üblichen Umgebungswerte der Lufttemperatur von 18°C bis 24°C, des Luftdrucks von 70 kPa bis 110 kPa, der Luftfeuchte von 30% bis 70% und einen CO₂-Gehalt von 300 ppm bis 800 ppm an, so ergibt sich daraus ein maximaler Sensitivitätskoeffizient $c = \Delta \lambda_2 / \lambda = 1.12 \cdot 10^{-4}$ (z. B. Nullen bei minimaler und Messen bei maximaler Brechzahl). Bei einem angestrebten Messunsicherheitsbeitrag von < 1 nm müsste die Totstrecke auf $< 9 \,\mu\text{m}$ bekannt oder mit dieser Unsicherheit auf $l_t = 0$ justiert sein. Bei stabileren Umgebungsbedingungen reduzieren sich die Anforderungen an die Totstreckenbestimmung. Für die Umweltmessdaten der NMM-1 im Messlabor des Ernst-Abbe-Zentrums wurde für einen Monat beispielsweise ein Sensitivitätskoeffizient $c = \Delta \lambda_2 / \lambda = 8 \cdot 10^{-6}$ und eine erforderliche Unsicherheit für die Totstrecke von $< 125 \,\mu\text{m}$ ermittelt.

12.2.4 Demodulationswert

Ausgehend von der Gleichung (12.7) S. 155 kann der Unsicherheitsbeitrag der Demodulationswerte N(t) für die Differenzmessung ermittelt werden (vgl. Gleichung (12.19)).

$$u_{1b}(l_{\rm d}) = \sqrt{\left(\frac{\lambda(t_2)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}}\right)^2 u^2(N(t_2)) + \left(\frac{\lambda(t_1)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}}\right)^2 u^2(N(t_1)) + \left(\frac{\Delta\lambda_2}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}}\right)^2 u^2(N(0))}$$
(12.19)

Die Sensitivitätskoeffizienten für die Demodulationswerte $N(t_1)$ und $N(t_2)$ werden jeweils mit den zugehörigen Wellenlängen $\lambda(t_1)$ und $\lambda(t_2)$ ermittelt. Im Gegensatz dazu ist der Sensitivitätskoeffizient für den Demodulationswert beim Nullen N(0) nur von der Wellenlängendifferenz $\Delta \lambda_2$ zwischen den beiden Messpunkten abhängig. Die Unsicherheiten der Demodulationswerte N(0), $N(t_1)$ und $N(t_2)$ werden von dem Signal-Rausch-Abstand der analogen Interferenzsignale U_A und U_B , den Rundungs- und Quantisierungsabweichungen der A/D-Wandlerwerte D_A und D_B und der digitalisierten Demodulationsphase beeinflusst. Diese können mit einer Messung des Rauschens mit deaktiviertem Antriebssystem bestimmt werden. Die erfassten A/D-Wandlerwerte werden in digitalisierte Demodulationsphasen nach den Gleichungen (6.17) und (6.18) S. 61 und Demodulationswerte $N(t) = k_{\text{TF}}N_{\text{cnt}} + N_{\text{arctan}}$ umgerechnet. Nach Abzug der Driften konnte eine Standardabweichung $u_1(N(t)) = 5$ Digit ermittelt werden (vgl. Abbildung 6.15 S. 67).

Weiterhin sind die Unsicherheiten der Demodulationswerte von den Offset- und Amplitudenabweichungen und der Phasenabweichung der Interferenzsignale abhängig. Die Abweichungen wurden durch die in Abschnitt 6.2.5.1 S. 67 beschriebene sukzessive Anpassung der Führungsgrößen der Signalregler bzw. der Drehung des schrägen Auswerteteilerwürfels auf $\leq 1\%$ bzw. $\leq 0,1^{\circ}$ reduziert. Für Messbewegungen in alle Koordinatenrichtungen und mit verschiedenen Geschwindigkeiten wurden die A/D-Wandlerwerte aufgezeichnet und deren wegabhängigen Änderungen mit Ellipsenregressionen über jeweils 1000 aufeinanderfolgende Werte ausgewertet. Dabei variierten die Offsetwerte ($\leq 0,2$ Digit bzw. 0,04\% bezogen auf die Signalamplitude) und die Phasenlage ($\leq 0,02^{\circ}$) nur noch unwesentlich, während sich die Amplituden um ca. 1% änderten und die Änderungen eine Korrelation von $\geq 0,96$ aufwiesen. Diese Amplitudenabweichungen werden durch Kippungen und Verschmutzungen der Messspiegel, Inhomogenitäten der Verspiegelung sowie Laserleistungsschwankungen verursacht. Für die Trennung von unkorrelierten und korrelierten Amplitudenabweichungen müssen in der Gleichung (6.25) S. 68 die Amplituden \hat{U}_A und \hat{U}_B um die korrelierten Amplitudenabweichung $\Delta \hat{U}_A$ und $\Delta \hat{U}_B$ erweitert werden. Dies führt zu einer Verringerung der Unsicherheit $u_2(N(t))$.

$$\varphi = \arctan\left(\frac{\left(\hat{U}_{\rm A} + \Delta\hat{U}_{\rm A}\right)\sin\left(\gamma + \alpha\right) + \bar{U}_{\rm A}}{\left(\hat{U}_{\rm B} + \Delta\hat{U}_{\rm B}\right)\cos\left(\gamma\right) + \bar{U}_{\rm B}}\right)$$
(12.20)

Zur Berechnung der Unsicherheiten werden die partiellen Ableitungen nach α , \hat{U}_{A} , $\Delta \hat{U}_{A}$, \bar{U}_{A} , \hat{U}_{B} , $\Delta \hat{U}_{B}$ und \bar{U}_{B} gebildet. Mit diesen Sensitivitätskoeffizienten kann die Unsicherheit der Demodulationsphase φ bzw. des Demodulationswerts N(t) in Abhängigkeit von der Demodulationsphase nach Gleichung (12.21) ermittelt werden.

$$u_{2}(N(t)) = \frac{k_{\rm TF}}{2\pi} \sqrt{\left(\frac{\partial\varphi}{\partial\alpha}\right)^{2} u^{2}(\alpha) + \left(\frac{\partial\varphi}{\partial\hat{U}_{\rm A}}\right)^{2} u^{2}(\hat{U}_{\rm A}) + \left(\frac{\partial\varphi}{\partial\hat{U}_{\rm B}}\right)^{2} u^{2}(\hat{U}_{\rm B})} + \left(\frac{\partial\varphi}{\partial\bar{U}_{\rm A}}\right)^{2} u^{2}(\bar{U}_{\rm A}) + \left(\frac{\partial\varphi}{\partial\bar{U}_{\rm B}}\right)^{2} u^{2}(\bar{U}_{\rm B})} + \left(\frac{\partial\varphi}{\partial\Delta\hat{U}_{\rm A}}\right)^{2} u^{2}(\Delta\hat{U}_{\rm A}) + \left(\frac{\partial\varphi}{\partial\Delta\hat{U}_{\rm B}}\right)^{2} u^{2}(\Delta\hat{U}_{\rm B})} + \frac{2\frac{\partial\varphi}{\partial\Delta\hat{U}_{\rm A}}\frac{\partial\varphi}{\partial\Delta\hat{U}_{\rm B}} u(\Delta\hat{U}_{\rm A})u(\Delta\hat{U}_{\rm B})r(\Delta\hat{U}_{\rm A},\Delta\hat{U}_{\rm B})}{(12.21)}$$

Diese Unsicherheit weist den in Abbildung 12.2 dargestellten Verlauf über eine Demodulationsperiode auf. Die maximalen und minimalen Unsicherheiten betragen $u_2(N(t)) = 18,5$ Digit bzw. $u_2(N(t)) = 15$ Digit. Durch eine zusätzliche Ellipsenregression könnte diese Unsicherheit nochmals reduziert werden. Die kombinierte Unsicherheit des Demodulationswerts kann nach Gleichung (12.22) berechnet werden. Der Unsicherheitsbeitrag $u_3(N(t))$ wird durch Wellenfrontabweichung hervorgerufen und später beschrieben.

$$u_{\rm c}(N(t)) = \sqrt{u_1^2(N(t)) + u_2^2(N(t)) + u_3^2(N(t))}$$
(12.22)



Abbildung 12.2: Unsicherheit des Demodulationswerts durch Amplituden-, Offset- und Phasenabweichungen

Die kombinierte Unsicherheit des Demodulationswerts $u_c(N(t))$ wird für die Berechnung der Messunsicherheit bei der Differenzmessung nach Gleichung (12.19) für die Unsicherheitsbeiträge $u(N(t_2))$, $u(N(t_1))$ und u(N(0)) genutzt. Bei unbekannter Phasenlage muss der maximale Unsicherheitsbeitrag $u_2(N(t))$ und die maximale kombinierte Unsicherheit des Demodulationswerts $u_c(N(t)) = 19.3$ Digit (x- und y-Achse) bzw. 19.5 Digit (z-Achse) verwendet werden.

12.2.5 Strahlausbreitung

Für die Ermittlung des interferometrischen Längenmesswerts wurden in Gleichung (6.19) S. 61 bzw. Gleichung (6.38) S. 77 Wellen mit ebenen Wellenfronten und konstanter Wellenlänge vorausgesetzt. Das Laserlicht verlässt als Gauß-Strahl den Lichtwellenleiter und wird mit einer Linse kollimiert. Die Lage $e_2 = z'_0 + f$ und die Größe ω'_0 der resultierenden bildseitigen Strahltaille sind von der Brennweite f der Linse und dem Abstand $e_1 = z_0 + f$ des Lichtwellenleiters zur Linse abhängig und können mit den Transformationsgleichungen (12.23) berechnet werden [248].

$$\omega_0' = \frac{f\omega_0}{\sqrt{z_0^2 + z_R^2}} \quad \text{und} \quad z_0' = -\frac{f^2 z_0}{z_0^2 + z_R^2} \quad \text{mit} \quad z_R = \frac{\pi\omega_0^2}{\lambda}$$
(12.23)

Die Phase $\phi(t)$ bzw. Wellenfront eines Gauß-Strahls kann nach Gleichung (12.24) berechnet werden [248, 463].

$$\phi(t) = \frac{2\pi z'(t)}{\lambda} - \arctan\left(\frac{z'(t)}{z'_{\rm R}}\right) + \frac{\pi r^2}{\lambda R} \quad \text{mit} \quad z'_{\rm R} = \frac{\pi {\omega'_0}^2}{\lambda}$$
(12.24)
und $R = z'(t) \left(1 + \left(\frac{z'(t)}{z'_{\rm R}}\right)^2\right)$

Der erste Term beschreibt die Phase als ebene Wellenfront in Abhängigkeit vom Abstand z'(t)zur Strahltaille. Der dritte Term steht für die Krümmung der Wellenfront mit zusätzlicher Abhängigkeit vom Abstand r zur Strahlachse und muss nur bei außeraxialer Abtastung der Interferenzsignale beachtet werden. Der mittlere Term beschreibt die axiale Phasenschiebung aufgrund des Guoy-Effekts in Abhängigkeit vom Abstand z'(t) zur Strahltaille und kann maximale Werte von $\pm \pi/2$ annehmen [217, 248, 430, 463]. Die Phasenlagen im Mess- und Referenzarm ($\phi_{\rm m}(t)$ und $\phi_{\rm r}(t)$) werden durch diesen Effekt verschoben. Die vom Mess- und Referenzstrahl zurückgelegten Wege ($z'_{\rm m}(t)$ und $z'_{\rm r}(t)$) von der Strahltaille bis zum Empfänger müssen bei der Berechnung der axialen Phasenschiebung berücksichtigt werden (vgl. Abbildung 12.3 bzw. Gleichung (12.24)). In der Gleichung (6.39) S. 77 für die Differenzmessung werden die Demodulationswerte durch die Phasendifferenzen $\Delta \phi(t) = \phi_{\rm m}(t) - \phi_{\rm r}(t)$ zwischen Mess- und Referenzarm ersetzt.

$$l_{\rm d,cor} = \frac{\lambda(t_2)(\Delta\phi(t_2) - \Delta\phi(0)) - \lambda(t_1)(\Delta\phi(t_1) - \Delta\phi(0))}{2\pi k_{\rm IF}} + \frac{\lambda(t_2) - \lambda(t_1)}{\lambda(0)}$$
(12.25)

Für identische Wellenlängen $\lambda(t_2) = \lambda(t_1) = \lambda$ und mit der konstanten Phase ϕ_r des Referenzstrahls kann die Gleichung vereinfacht werden. Nachfolgend werden die Phasen $\phi_m(t)$ des Messstrahls entsprechend Gleichung (12.24) für die axiale Abtastung (r = 0) eingesetzt.

$$l_{\rm d,cor} = \frac{\lambda}{2\pi k_{\rm IF}} \left(\Delta\phi(t_2) - \Delta\phi(0) - \Delta\phi(t_1) + \Delta\phi(0)\right)$$
(12.26)

$$l_{\rm d,cor} = \frac{\lambda}{2\pi k_{\rm IF}} \left(\left(\frac{2\pi}{\lambda} \left(z'(t_2) - z'(t_1) \right) \right) - \left(\arctan\left(\frac{z'(t_2)}{z'_{\rm R}} \right) - \arctan\left(\frac{z'(t_1)}{z'_{\rm R}} \right) \right) \right) \quad (12.27)$$

Der erste Summand kann mit der unkorrigierten Wegdifferenz $l_d = (z'(t_2) - z'(t_1))/k_{IF}$ substituiert werden. Da die Abstände $z'(t_2)$ und $z'(t_1)$ kleiner als die Rayleighlänge z'_R sind, kann die arctan-Funktion linear approximiert werden.

$$l_{\rm d,cor} = l_{\rm d} - \frac{\lambda}{2\pi k_{\rm IF}} \left(\frac{z'(t_2) - z'(t_1)}{z'_{\rm R}}\right) = l_{\rm d} \left(1 - \frac{\lambda}{2\pi z'_{\rm R}}\right)$$
(12.28)

Die von der Differenzlänge $l_{\rm d}$ abhängige Korrektur wird aus der Wellenlänge λ und der Rayleighlänge $z'_{\rm R}$ bzw. dem Taillenradius ω'_0 ermittelt und ist von der Kollimation abhängig. Für eine Brennweite f = 11 mm ergibt sich bei idealer Kollimierung eine relative Korrektur des Differenzmesswerts $l_{\rm d}$ von $-1.653 \cdot 10^{-8}$. Erfolgt keine Korrektur nach Gleichung (12.28), so muss diese systematische Abweichung als zusätzlicher Unsicherheitsbeitrag $u_{\rm 1c}(l_{\rm d}) = -1.653 \cdot 10^{-8} l_{\rm d}$ berücksichtigt werden [162, 373].

Mit Korrektur ist nur die Unsicherheit der Korrektur anzusetzen, die nach dem Einsetzen der Transformationsgleichung (12.23) mit Gleichung (12.29) bestimmt werden kann.

$$l_{\rm d,cor} = l_{\rm d} \left(1 - \frac{\lambda^2}{2\pi^2} \cdot \frac{z_0^2 + z_{\rm R}^2}{f^2 \omega_0^2} \right)$$
(12.29)

Die in [248] angegebene maximale Defokussierung $z_0 = \pm 5 \,\mu\text{m}$ führt zu einer relativen Abweichung von $-1,05 \cdot 10^{-9}$ und kann vernachlässigt werden.



Abbildung 12.3:

Strahlausbreitung (1 Lichtwellenleiter, 2 Kollimatorlinse, 3 Messspiegel, 4 Referenzspiegel,5 Strahltaille und 6 Fotoempfänger)

12.2.6 Winkeljustage des Mess- und Referenzspiegels

Die Abweichungen bei der Winkeljustage des Mess- und Referenzspiegels des Homodyninterferometers führen zu Messunsicherheitsbeiträgen der interferometrischen Längenmessung. Bei der Justage wird zunächst am Kollimator die Winkellage des Mess- und Referenzstrahls zum Gehäuse bzw. zu den Befestigungsflächen eingerichtet. Nachfolgend wird der Messstrahl mittig durch eine Justierblende, die dicht am Teilerwürfel steht, geführt (vgl. Abbildung 12.4a). In einem großen Abstand (L > 500 mm) trifft der Messstrahl auf einen Justierspiegel, dessen Winkellage so justiert wird, dass der reflektierte Strahl wieder mittig die Justierblende durchläuft (vgl. Abbildung 12.4b). Diese beiden Justagen erfolgen mit einem optischen Leistungsmesser zur Suche des Intensitätsmaximums. Nachfolgend wird der Referenzspiegel des Interferometers so ausgerichtet, dass die reflektierten Mess- und Referenzstrahlen parallel sind (vgl. Abbildung 12.4c). Im ersten Schritt erfolgt dies visuell, indem Mess- und Referenzstrahl nach dem Teilerwürfel auf eine weit entfernte Fläche geführt und zur Deckung gebracht werden. Die nachfolgende Justage erfolgt auf der Grundlage der Maximierung der Interferenzsignale der Fotoempfänger. Nach dem Einbau des Interferometers wird die Winkellage des Interferometers zum Messspiegel wieder auf der Grundlage der Maximierung der Interferenzsignale justiert (vgl. Abbildung 12.4d).

12.2.7 Winkelabweichung des Referenzstrahls

In der Abbildung 12.5 ist die Entstehung der Längenmessabweichungen aufgrund der Fehljustage der Referenzstrahlrichtung bzw. des Referenzspiegels des Interferometers zu sehen. Die bisherigen Darstellungen der Winkeleinflüsse auf die Messunsicherheit der NMM-1 in [136, 168, 373] müssen um diese Winkelabweichung erweitert werden. Diese Abweichung entspricht einer Abweichung zweiter Ordnung und wird durch Multiplikation mit dem Kosinus des Kippwinkels berücksichtigt. Der feste Kippwinkel φ_{ref} setzt sich additiv aus den zwei einzelnen Justierabweichungen zur Justage des Referenzspiegels zusammen. Die Unsicherheit der Winkelausrichtung des Inter-



Abbildung 12.4: Justage des Interferometers der NMM-1: (a) laterale Ausrichtung der Justierblende, (b) Winkelausrichtung des Justierspiegels, (c) Winkelausrichtung des Referenzspiegels und (d) Winkelausrichtung des Messspiegels (1 Laserlicht, 2 Messstrahl, 3 Referenzstrahl, 4 Justierblende, 5 optischer Leistungsmesser, 6 Justierspiegel, 7 Referenzspiegel, 8 Auswerteblende, 9 Auswertebaugruppe, 10 Messspiegel und *L* Abstand des Justierspiegels zur Justierblende)



Abbildung 12.5:

Messabweichungen zweiter Ordnung am Interferometer durch Fehljustage der Messachse des Interferometers (A Zentrumspunkt des Interferometers, Reflexionspunkt des B Messstrahls und C Referenzstrahls)

ferometers ist von den vier einzelnen Justageunsicherheiten abhängig. Die beiden Ersten treten bei der Ausrichtung des austretenden und reflektierten Messstrahls zur Justageblende auf. Der seitliche Versatz der beiden Justagen kann so auf einen Wert von $\leq 0,1$ mm reduziert und eine Unsicherheit von $u(p) = u(p_1) = u(p_2) = 0,1 \text{ mm}/\sqrt{3}$ angenommen werden [168]. Daraus leitet sich für den Abstand der Strahlschwerpunkte von aus- und eintretenden Strahl $a = p_1 - p_2$ eine Unsicherheit von $u(a) = \sqrt{2}u(p) = 0,0816 \text{ mm}$ ab. Aus der Gleichung für den Winkel $\varphi_{\text{jus},1}$ des Justierspiegels zum austretenden Messstrahl kann die nachfolgende Unsicherheit $u(\varphi_{\text{jus},1})$ der Winkeljustage des Justierspiegels als Messspiegel ermittelt werden.

$$\varphi_{\text{jus},1} = \arctan\left(\frac{a}{2L}\right) \quad u(\varphi_{\text{jus},1}) = \frac{u(a)}{2L} = 16.8^{\,\prime\prime} \tag{12.30}$$

Die Unsicherheit bei den nachfolgenden Justagen auf der Basis der Maximierung der Interferenzsignale wurde experimentell mit einem Autokollimationsfernrohr untersucht. Die Winkellage des Messspiegels wurde auf dessen Rückseite nach mehr als 100 einzelnen Justagevorgängen zur Maximierung der Interferenzsignale gemessen. Mit der Standardabweichung bzw. Unsicherheit von $u(\varphi_{jus,2}) = u(\varphi_{jus,3}) = 3''$ können die Unsicherheiten für die Winkeljustage des Referenzspiegels $u(\varphi_{ref}) = \sqrt{u^2(\varphi_{jus,1}) + u^2(\varphi_{jus,2})} = 17,1''$ ermittelt werden.

Mit dem Einsatz eines Tripelreflektors als Referenzspiegel können die ersten drei Justierschritte entfallen. Da der Strahl bei diesem Interferometer ohne Parallelversatz reflektiert werden muss, würden die Kanten des Tripelprismas auf die Fotoempfänger projiziert und eine korrekte Interferenzauswertung verhindert. Kugellinsen mit einem Brechungsindex n=2 sind als Retroreflektoren nutzbar [311]. Der Strahl tritt in die Kugellinse ein und wird von der verspiegelten Gegenseite reflektiert. Die Winkeljustage des Referenzspiegels entfällt bei dieser Lösung. Das Teil zur Fassung der Kugellinse wird an einer Fläche in Strahlrichtung angeschraubt und im Spiel der Befestigungslöcher der seitliche Versatz des reflektierten Strahls minimiert. Die Unsicherheit $u(\varphi_{ref})$ resultiert bei dieser Anordnung aus dem kleineren, festen Fehlwinkel des Referenzreflektors.

Die rechte Seite der Gleichung (12.5) S. 155 bzw. der Gleichung (6.38) S. 77 muss mit der Kosinusfunktion für die Messunsicherheitsberechnung erweitert werden (vgl. Gleichung (12.31)). Da sich die Winkelabweichung φ_{ref} während der Messung nicht ändert, kann für die Differenzmessung nach Gleichung (6.39) S. 77 die Kosinusfunktion ausgeklammert werden.

$$l_{\rm m,erw}(t) = \left(\frac{\lambda(t)}{k_{\rm TF}k_{\rm IF}}(N(t) - N(0)) + \left(\frac{\lambda(t)}{\lambda(0)} - 1\right)l_{\rm t}\right)\cos\left(\varphi_{\rm ref}\right)$$
(12.31)

$$l_{\rm d,erw} = (l_{\rm m}(t_2) - l_{\rm m}(t_1))\cos\left(\varphi_{\rm ref}\right) = l_{\rm d}\cos\left(\varphi_{\rm ref}\right)$$
(12.32)

Für die Berechnung der Messunsicherheit kann das auf der Linearisierung des Modells beruhende Verfahren des GUM nicht einsetzt werden. Stattdessen wird die in [209] für das Beispiel A4 vorgeschlagene Berechnung genutzt. Der beste Schätzwert der korrigierten Differenzlänge $l_{d,cor}$ kann nach Gleichung (12.33) mit der Unsicherheit $u(\varphi_{ref})$ in rad berechnet werden.

$$l_{\rm d,cor} = l_{\rm d} \left(1 - \frac{1}{2} u^2(\varphi_{\rm ref}) \right) \tag{12.33}$$

Bei den Messbereichen der NMM-1 und der angegeben Unsicherheit $u(\varphi_{\text{ref}}) = 17,1''$ liegen die Korrekturwerte unter 0,1 nm. Die Messunsicherheit kann mit $\mu_4(\varphi_{\text{ref}}) = 3u^4(\varphi_{\text{ref}})$ für die Normalverteilung der Winkelabweichung entsprechend Gleichung (12.34) ermittelt werden [209].

$$u_1(l_{\rm d,cor}) = \sqrt{\left(1 - \frac{1}{2}u^2(\varphi_{\rm ref})\right)^2 u_{\rm 1d}^2(l_{\rm d}) + \frac{1}{4}\left(l_{\rm d}^2 + u_{\rm 1d}^2(l_{\rm d})\right)\left(\mu_4(\varphi_{\rm ref}) - u^4(\varphi_{\rm ref})\right)}$$
(12.34)

Die Unsicherheit des interferometrischen Differenzwerts $u_{1d}(l_d)$ wird dafür aus der Kombination der einzelnen Beiträge $u_{1a}^2(l_d)$ (vgl. Gleichung (12.10) S. 156), $u_{1b}^2(l_d)$ (vgl. Gleichung (12.19) S. 159) und $u_{1c}^2(l_d)$ (vgl. Abschnitt 12.2.5 S. 161) ermittelt.

$$u_{1d}(l_d) = \sqrt{u_{1a}^2(l_d) + u_{1b}^2(l_d) + u_{1c}^2(l_d)}$$
(12.35)

Erfolgt keine Korrektur des Messergebnisses nach Gleichung (12.33), so muss die Unsicherheitsberechnung nach Gleichung (12.34) um das Quadrat der unkorrigierten systematischen Abweichung erweitert werden [162, 373].

$$u_{1}(l_{d}) = \frac{\sqrt{\left(1 - \frac{1}{2}u^{2}(\varphi_{ref})\right)^{2}} u_{1d}^{2}(l_{d}) + \frac{1}{4}\left(l_{d}^{2} + u_{1d}^{2}(l_{d})\right)\left(\mu_{4}(\varphi_{ref}) - u^{4}(\varphi_{ref})\right)}{+\left(\frac{1}{2}u^{2}(\varphi_{ref})\right)^{2}}$$
(12.36)

12.2.8 Winkelabweichung des Messstrahls

Eine zweite Längenmessabweichung zweiter Ordnung entsteht durch die Kippung der Wellenfronten des Messstrahls zu den Wellenfronten des Referenzstrahls. In Abbildung 12.6 ist die Entstehung dieser Abweichung anhand von ebenen Wellenfronten dargestellt. Ein außermittiges Teilbündel des Messstrahls interferiert dabei mit dem Referenzstrahl und führt zu einer Phasenverschiebung und Reduzierung des Demodulationswerts N(t), ähnlich wie bei einer Verschiebung des Messspiegels zum Interferometer hin. Die geometrische Verschiebung der Phase $\Delta l_{\text{geo}} = \overline{BD}(1 - \cos(2\varphi_{\text{mes}}))$ des reflektierten Messstrahls an der Blende führt zu einer Änderung des Demodulationswerts N(t) und würde eine Korrektur entsprechend Gleichung (12.37)



Abbildung 12.6:

Messabweichungen zweiter Ordnung am Interferometer durch Kippung der Wellenfronten des Messstrahls (A Zentrumspunkt des Interferometers, Reflexionspunkt des B Messstrahls und C Referenzstrahls, D Auswerteblende und 1 Wellenfronten des Messstrahls) erfordern. Die Berechnung von Δl_{geo} mit gekrümmten Wellenfronten bewirkt wegen der sehr großen Wellenfrontradien nur eine vernachlässigbare Reduzierung der Abweichung.

$$\Delta N(t) = \frac{k_{\rm TF} \Delta l_{\rm geo}}{\lambda(t)} = \frac{k_{\rm TF} \overline{BD} (1 - \cos\left(2\varphi_{\rm mes}\right))}{\lambda(t)} \tag{12.37}$$

Als Winkelabweichungen müssen für die Berechnung alle Abweichungen berücksichtigt werden, die zu einem Winkel zwischen Mess- und Referenzstrahl führen. Diese können während der Messung konstant oder variabel sein und sind für die zwei Drehungen um die beiden orthogonalen Interferometerachsen zu unterscheiden. Zu den konstanten Abweichungen φ_{con} zählt die Justageabweichung $\varphi_{\text{jus},3}$ des Messspiegels zum Referenzspiegel $(u(\varphi_{\text{jus},3}) = 3'', \text{vgl. Abschnitt } 12.2.6)$ S. 163). Für die geregelten Drehungen um die x- und y-Achsen müssen die Abweichungen $\varphi_{jus,akf}$ der Winkeljustierung der Winkelmesssysteme $(u(\varphi_{jus,4}) = 1'', \text{geschätzt})$ addiert werden. Die variablen Abweichungen φ_{var} setzen sich aus den verschiedenen Winkelabweichungen hervorgerufen durch die Bewegung zusammen. Dies sind die Abweichungen durch die Topografie der Spiegelflächen ($\varphi_{spi} < 0,4''$ [373] S. 61), die Führungsabweichungen für die ungeregelte Drehung der Messspiegelecke um die z-Achse ($\varphi_z < 1,3''$ [373] S. 61) sowie für die geregelten Drehungen um die x- und y-Achsen die geschwindigkeitsabhängigen Winkelregelabweichungen $(u(\varphi_{\rm x}) = u(\varphi_{\rm y}) = u(\varphi_{\rm reg}) = 0.01''$, geschätzt) und die Kalibrierabweichungen der Winkelmesssysteme $(u(\varphi_{cal,akf}) = 0.08''$ [373] S. 60). Der Betrag der Justageunsicherheit $u(\varphi_{jus,3})$ muss für jedes Interferometer gleichmäßig auf die zwei Drehungen um die beiden orthogonalen Interferometerachsen aufgeteilt werden $u(\varphi_{\text{jus,mes}}) = u(\varphi_{\text{jus,3}})/\sqrt{2}$. Die Maximalwerte der Winkelabweichungen werden unter Annahme einer Gleichverteilung in eine Unsicherheit umgerechnet (z. B. $u(\varphi_{\rm spi}) = 0.4''/\sqrt{3}$) [301]. Für die geregelten Drehungen der Messspiegelecke um die xund y-Achsen müssen die Winkelabweichungen nach Gleichung (12.38) und für die ungeregelte Drehung um die z-Achse nach Gleichung (12.39) zusammengefasst werden.

$$\varphi_{ger} = \varphi_{jus,mes} + \varphi_{jus,akf} + \varphi_{spi} + \varphi_{cal,akf} + \varphi_{reg}$$
(12.38)

$$\varphi_{ung} = \varphi_{jus,mes} + \varphi_{spi} + \varphi_z \tag{12.39}$$

Daraus ergeben sich Unsicherheiten der Winkel von $u(\varphi_{ger}) = 2,38''$ und $u(\varphi_{ung}) = 2,29''$. Diese Unsicherheiten werden für jedes Interferometer zu einem Betrag der Unsicherheit aus den beiden jeweiligen Drehachsen nach den Gleichungen (12.40) bis (12.42) zusammengefasst.

$$u(\varphi_{\rm mes,x}) = \sqrt{u(\varphi_{\rm ger,y})^2 + u(\varphi_{\rm ung,z})^2} = 3,30''$$
(12.40)

$$u(\varphi_{\rm mes,y}) = \sqrt{u(\varphi_{\rm ger,x})^2 + u(\varphi_{\rm ung,z})^2} = 3,30''$$
(12.41)

$$u(\varphi_{\rm mes,z}) = \sqrt{u(\varphi_{\rm ger,x})^2 + u(\varphi_{\rm ger,y})^2} = 3.37''$$
(12.42)

Åquivalent zur Berechnung im Abschnitt 12.2.7 S. 163 bzw. Beispiel A4 in [209] kann der beste Schätzwert $\Delta N_{\rm cor}(t)$ für die Demodulationswertänderung $\Delta N(t)$ ermittelt werden.

$$\Delta N_{\rm cor}(t) = -\frac{k_{\rm TF}\overline{BD}}{\lambda(t)}\frac{1}{2}u^2(2\varphi_{\rm mes}) = -2\frac{k_{\rm TF}\overline{BD}}{\lambda(t)}u^2(\varphi_{\rm mes})$$
(12.43)
Die Unsicherheit kann bei Berücksichtigung der Korrektur für eine Normalverteilung der Winkelabweichung φ_{mes} entsprechend Gleichung (12.44) angegeben werden ($\mu_4(2\varphi_{\text{mes}}) = 3u^4(2\varphi_{\text{mes}})$).

$$u_3(N_{\rm cor}(t)) = \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{k_{\rm TF}\overline{BD}}{\lambda(t)}\right)^2 \left(\mu_4(2\varphi_{\rm mes}) - u^4(2\varphi_{\rm mes})\right)} = \sqrt{8 \left(\frac{k_{\rm TF}\overline{BD}}{\lambda(t)}\right)^2 u^4(\varphi_{\rm mes})} \quad (12.44)$$

Da in der NMM-1 diese Korrektur des Demodulationswerts nicht erfolgt, ist eine Erweiterung der Unsicherheit um das Quadrat des Korrekturwerts erforderlich [162, 373]. Die Unsicherheit $u_3(N(t))$ kann nach Gleichung (12.45) berechnet werden.

$$u_{3}(N(t)) = \sqrt{8\left(\frac{k_{\rm TF}\overline{BD}}{\lambda(t)}\right)^{2}u^{4}(\varphi_{\rm mes}) + \left(2\frac{k_{\rm TF}\overline{BD}}{\lambda(t)}u^{2}(\varphi_{\rm mes})\right)^{2}}$$
$$= \sqrt{12\left(\frac{k_{\rm TF}\overline{BD}}{\lambda(t)}\right)^{2}u^{4}(\varphi_{\rm mes})}$$
(12.45)

Die Abstände \overline{BD} zwischen den Messspiegeln und der Auswerteblende setzen sich für jedes Interferometer aus einer konstanten Länge und der Messlänge $l_{\rm m}(t)$ zusammen [168]. Bei maximalen Messlängen ergeben sich für die NMM-1 Unsicherheitsbeiträge des Demodulationswerts von $u_{3,x}(N(t)) = u_{3,y}(N(t)) = 2,4$ Digit und $u_{3,z}(N(t)) = 3,3$ Digit, welche in Gleichung (12.22) S. 160 eingesetzt werden. Diese Werte sind im Vergleich zu den Unsicherheiten der Demodulationswerte durch das Signalrauschen und die Quantisierung $u_1(N(t))$ oder durch die Offset- und Amplitudenabweichungen und die Phasenabweichung $u_2(N(t))$ geringer.

12.3 Referenzspiegelträger

Die Teilstrecke $\overline{AC_m}$ der Referenzarmkette beschreibt die mechanische Verbindung des Referenzspiegels mit dem Zentrumspunkt bzw. der Strahlteilerschicht des Interferometers. Die Hauptursache von Messabweichungen ist die thermische Ausdehnung der Festkörper dieser Kette. Weiterhin könnten hygroskopische Eigenschaften von Klebe- oder Kittschichten am Referenzspiegel oder Teilerwürfel zu Messabweichungen führen. Die Länge $l(t_2)$ eines Festkörpers in Abhängigkeit von einer Temperaturdifferenz $\Delta \vartheta$ kann mit der Gleichung (12.46) beschrieben werden.

$$l(t_2) = l(t_1)(1 + \alpha \Delta \vartheta) = l(t_1)(1 + \alpha(\vartheta(t_2) - \vartheta(t_1)))$$
(12.46)

Die Bauteile der Referenz- und Messarmketten weisen unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten α auf. An den Kontaktflächen dehnen sich die Materialien unterschiedlich stark aus. In Abhängigkeit von der Konstruktion können dabei mechanische Spannungen entstehen, die zu einer zusätzlichen Deformation der Körper führen (z. B. Bimetalleffekt). An solchen Übergangsstellen sollten die Körper nach Möglichkeit nur an einem Punkt fest verbunden sein und ein Gleiten der restlichen Fläche ermöglichen. Aus der Lage der Verbindungspunkte ergeben sich die Teilstrecken der Referenz- und Messarmketten. Die Unsicherheit der Längen der Teilstrecken ist zum Einen von den Fertigungs- und Verbindungstoleranzen und zu Anderen von der Art und der Überbestimmtheit der Verbindung abhängig. Unebene Verbindungsflächen und zusätzlich auf die Körper wirkenden Momente verursachen ungleichmäßige Druckverteilungen und können im Bereich der Verbindungsfläche zu einem versetzten wirksamen Verbindungspunkt führen. Vielfach stimmen deshalb theoretische Analysen nicht mit den Messungen der Ausdehnung überein. Die Angabe einer Unsicherheit der Teilstrecken $u(l_i)$ auf der Grundlage der Größe der Kontaktflächen der Befestigungsstellen würde zu einer sehr stark überhöhten Messunsicherheitsangabe führen. Aus diesem Grund, werden bei der Messunsicherheitsanalyse für die thermische Ausdehnung nur die nominellen Längen der Teilstrecken l_i genutzt. Bei der Berechnung sind alle Teilstrecken bzw. Ausdehnungen in Richtung der jeweiligen Messachse zu berücksichtigen (vgl. Gleichung (12.47)).

$$L(t_2) = \sum_{i} l_i(t_1)(1 + \alpha_i \Delta \vartheta_i) = \sum_{i} l_i(t_1) + \sum_{i} l_i \alpha_i \Delta \vartheta \quad L(t_1) = \sum_{i} l_i(t_1)$$
(12.47)

Die Temperaturdifferenzen ϑ_i können trotz der räumlichen Temperaturgradienten im Messaufbau (vgl. Abschnitt 11.2 S. 148) für langsame Änderungen als gleich oder zumindest als hundertprozentig korreliert angesehen werden. Zur Vereinfachung der Analyse wird von einer gleichen Temperaturänderung $\Delta \vartheta$ und einer daraus resultierenden Unsicherheit $u(\Delta \vartheta)$ ausgegangen. Für die Differenzmessung zwischen zwei Punkten kann für die Teilstrecke der Referenzarmkette $\overline{AC_m}$ die summierte Längendifferenz ΔL mit der Gleichung (12.48) berechnet werden.

$$\Delta L = L(t_2) - L(t_1) = \sum_{i} l_i \alpha_i \Delta \vartheta$$
(12.48)

Da eine Temperierung des Aufbaus auf eine Temperatur von 20°C erfolgt, ist der Erwartungswert für die Temperaturänderung gleich Null ($E[\Delta \vartheta] = 0$) und keine Korrektur des Messergebnisses erforderlich. Weiterhin tritt teilweise auch für die Ausdehnungskoeffizienten α_i ein Erwartungswert von Null auf. Daraus würden sich Sensitivitätskoeffizienten von Null ergeben. Entsprechend dem Beispiel A2 in [209] kann für die Modellgleichung $y = x_1 x_2$ die Unsicherheitsberechnung ohne Rückgriff auf eine Linearisierung nach Gleichung (12.49) erfolgen.

$$u^{2}(y) = x_{2}^{2}u^{2}(x_{1}) + x_{1}^{2}u^{2}(x_{2}) + u^{2}(x_{1})u^{2}(x_{2})$$
(12.49)

Damit ergibt sich für die Unsicherheit einer Teilstreckenänderung Δl_i die nachfolgende Gleichung.

$$u(\Delta l_{\rm i}) = l_{\rm i} \sqrt{\Delta \vartheta^2 u^2(\alpha_{\rm i}) + \alpha_{\rm i}^2 u^2(\Delta \vartheta) + u^2(\alpha_{\rm i}) u^2(\Delta \vartheta)}$$
(12.50)

Mit dem Erwartungswert $E[\Delta \vartheta] = 0$ entfällt der erste Term in der Wurzel und $u^2(\Delta \vartheta)$ kann ausgeklammert und aus der Wurzel herausgezogen werden.

$$u(\Delta l_{\rm i}) = l_{\rm i} u(\Delta \vartheta) \sqrt{\alpha_{\rm i}^2 + u^2(\alpha_{\rm i})}$$
(12.51)

Für eine geringe Messunsicherheit sollten die Längen l_i der Ketten so kurz wie möglich gehalten und ausdehnungsarme Materialien mit geringer Unsicherheit des Ausdehnungskoeffizienten eingesetzt werden. Mit den konkreten Längen l_i und Werten für die Ausdehnungskoeffizienten α_i und $u(\alpha_i)$ kann der Unsicherheitsbeitrag $u_2(\Delta l_i)$ jeder Teilstrecke ermittelt werden. Für die Berechnungen wird jeweils die gleiche Temperaturdifferenz $\Delta \vartheta$ genutzt. Die Unsicherheitsbeiträge sind somit vollständig korreliert und müssen linear addiert werden [301].

$$u_2(\Delta \overline{AC_{\rm m}}) = \sum_{\rm i} u(\Delta l_{\rm i}) \tag{12.52}$$

Unsicherheitsbeitrag	Ort der Entstehung
$u_2(\Delta \overline{AC_{\mathrm{m}}})$	Referenzspiegelträger
$u_2(\Delta \overline{BF})$	Messspiegelecke und Messobjekt
$u_2(\Delta \overline{FH})$	Tastsystem
$u_2(\Delta \overline{HA_{\mathrm{m}}})$	Metrologierahmen

Tabelle 12.1:Unsicherheitsbeiträge aufgrund derthermischen Ausdehnung

In gleicher Weise wie für die Teilstrecke $\overline{AC_m}$ werden für die Teilstrecken der Messarmkette die Unsicherheitsbeiträge gebildet (vgl. Tabelle 12.1). Der kombinierte Unsicherheitsbeitrag $u_2(\Delta L)$ für die gesamte Messanordnung muss wiederum durch einfache Addition der Unsicherheitsbeiträge berechnet werden (vgl. Gleichung (12.53)).

$$u_2(l_d) = u_2(\Delta \overline{AC_m}) + u_2(\Delta \overline{BF}) + u_2(\Delta \overline{FH}) + u_2(\Delta \overline{HA_m})$$
(12.53)

Entsprechend der Berechnungsgleichung für den interferometrischen Längenmesswert (vgl. Gleichung (6.38) S. 77), blieben bisher in der Messunsicherheitsanalyse des Interferometers die Brechzahlunterschiede und -änderungen im Mess- und Referenzarm für die Strecke $\overline{AC_o}$ und die gleich große optische Weglänge im Messarm unberücksichtigt (vgl. Abbildung 12.1 S. 154). Die Entscheidung zur Verlängerung und Anpassung der Referenzarmlänge an die Messarmlänge kann nur auf Grundlage einer Messunsicherheitsanalyse getroffen werden, die diese Teilstrecken einschließt (vgl. Strecke *b* in Abbildung 6.21 S. 76). Die Totstrecke des Interferometers beginnt an dem Punkt, an dem Mess- und Referenzarm gleiche optische Weglängen aufweisen $l_{opt,ref} = l_{opt,mes}$. Ausgehend von dieser Beziehung kann die Gleichung (12.54) für den Abstand des Messspiegels, bei dem keine optische Wegdifferenz vorhanden ist, ermittelt werden. Zur Vereinfachung der Berechnung werden die Glasstrecken des Mess- und Referenzarms im Teilerwürfel vernachlässigt. Diese Gleichung ist für beide Messpunkte der Differenzmessung gültig und dient zur Berechnung der geometrischen Wegänderung Δl_{mes} nach dem ersten und bis zum zweiten Messpunkt.

$$l_{\rm mes} = \frac{n_{\rm ref} l_{\rm ref}}{n_{\rm mes}} \tag{12.54}$$

$$\Delta l_{\rm mes} = l_{\rm mes}(t_2) - l_{\rm mes}(t_1) = \frac{n_{\rm ref}(t_2)l_{\rm ref}(t_2)}{n_{\rm mes}(t_2)} - \frac{n_{\rm ref}(t_1)l_{\rm ref}(t_1)}{n_{\rm mes}(t_1)}$$
(12.55)

Die einzelnen Brechzahlen werden durch einen Grundwert und drei Differenzwerte ersetzt, um unbestimmte Korrelationen für die Unsicherheitsberechnung zu vermeiden.

$$n_{\rm ref}(t_1) = n_{\rm mes}(t_1) + \Delta n_{\rm ref,mes} \tag{12.56}$$

$$n_{\rm ref}(t_2) = n_{\rm ref}(t_1) + \Delta n_{\rm ref} = n_{\rm mes}(t_1) + \Delta n_{\rm ref,mes} + \Delta n_{\rm ref}$$
(12.57)

$$n_{\rm mes}(t_2) = n_{\rm mes}(t_1) + \Delta n_{\rm mes}$$
 (12.58)

$$l_{\rm ref}(t_2) = l_{\rm ref}(t_1) + \Delta l_{\rm ref} \tag{12.59}$$

Die Brechzahldifferenz $\Delta n_{\text{ref,mes}}$ berücksichtigt die räumliche Abweichung zum Zeitpunkt t_1 . Die beiden weiteren Brechzahldifferenzen Δn_{mes} und Δn_{ref} stehen für die Änderungen im Mess- und

Referenzarm bis zum Zeitpunkt t_2 . Weiterhin kann die Referenzarmlänge $l_{ref}(t_2)$ ebenfalls mit einem Wert $l_{ref}(t_1)$ zum ersten Zeitpunkt t_1 und einer nachfolgenden Änderung Δl_{ref} bis zum Zeitpunkt t_2 substituiert werden (vgl. Gleichung (12.59)). Durch die Ersetzungen entsteht aus der Gleichung (12.55) die nachfolgende Gleichung, wobei man im Weiteren auf den Zeitbezug t_1 verzichten kann.

$$\Delta l_{\rm mes} = \frac{(n_{\rm mes}(t_1) + \Delta n_{\rm ref,mes} + \Delta n_{\rm ref})(l_{\rm ref}(t_1) + \Delta l_{\rm ref})}{n_{\rm mes}(t_1) + \Delta n_{\rm mes}} - \frac{(n_{\rm mes}(t_1) + \Delta n_{\rm ref,mes})l_{\rm ref}(t_1)}{n_{\rm mes}(t_1)}$$
(12.60)

Die Gleichung (12.60) wird zur Ermittlung der Sensitivitätskoeffizienten nach den verschiedenen Einflussgrößen abgeleitet. Da der Messaufbau temperiert wird, können die Erwartungswerte von $\Delta l_{\rm ref}$, $\Delta n_{\rm mes}$ und $\Delta n_{\rm ref}$ mit Null angesetzt werden. Der Brechzahlunterschied $\Delta n_{\rm ref,mes}$ ist von der Temperaturverteilung abhängig. Die Brechzahländerungen im Mess- und Referenzarm $\Delta n_{\rm mes}$ und $\Delta n_{\rm ref}$ werden als unkorreliert betrachtet, da diese hauptsächlich durch Störungen der Temperaturverteilung entstehen. Mit diesen Randbedingungen entfallen die Unsicherheitsbeiträge von $u(\Delta n_{\rm ref,mes})$ und $u(l_{\rm ref})$ (Sensitivitätskoeffizienten=0) in der Gleichung (12.61).

$$u(\Delta l_{\rm mes}) = \sqrt{\left(\frac{\Delta n_{\rm ref,mes} l_{\rm ref}}{n_{\rm mes}^2}\right)^2 u^2(n_{\rm mes}) + \left(\frac{(n_{\rm mes} + \Delta n_{\rm ref,mes})l_{\rm ref}}{n_{\rm mes}^2}\right)^2 u^2(\Delta n_{\rm mes})} + \left(\frac{l_{\rm ref}}{n_{\rm mes}}\right)^2 u^2(\Delta n_{\rm ref}) + \left(1 + \frac{\Delta n_{\rm ref,mes}}{n_{\rm mes}}\right)^2 u^2(\Delta l_{\rm ref})}$$
(12.61)

Dieser Messunsicherheitsbeitrag $u(\Delta l_{\rm mes})$ kann mit dem totstreckenabhängigen Unsicherheitsbeitrag aus Gleichung (12.10) S. 156 kombiniert werden. Hierfür muss keine Korrelation berücksichtigt werden, da für die Messwertberechnung die Unsicherheit der Brechzahlerfassung und für die Referenzarmstrecke und die gleichgroße Teilstrecke im Messarm die Unsicherheit der Stabilität der Brechzahl durch die Temperierung für die Berechnung genutzt werden (vgl. Abschnitt 11.2 S. 148).

$$u_{\rm c}(\Delta l_{\rm mes}) = \sqrt{\left(\frac{l_{\rm m}(t_2) + l_{\rm t}}{\lambda}\right)^2 u^2(\Delta\lambda_2) + u^2(\Delta l_{\rm mes})}$$
(12.62)

Für die weiteren Betrachtungen wird die Totstrecke mit der Differenz $l_t = l_0 - l_{ref}$ aus dem Abstand l_0 des Messspiegels vom Teilerwürfel bei Nullen und dem Abstand l_{ref} des Referenzspiegels vom Teilerwürfel ersetzt. Alle Unsicherheitsbeiträge aus Gleichung (12.61) steigen mit zunehmender Referenzarmlänge an. Aufgrund des Ausdehnungskoeffizienten dominiert für Invar 36[®] die thermische Ausdehnung der Referenzarmbefestigung (vgl. Tabelle A.2 S. 192). Einzig der Unsicherheitsbeitrag aus Gleichung (12.10) sinkt mit zunehmender Referenzarmlänge ab. Die Entscheidung zur Anpassung der Referenzarmlänge kann überschlägig aus dem Vergleich der Terme $\alpha u(\Delta \vartheta)$ und $u(\Delta \lambda)/\lambda$ getroffen werden. Bei sehr hohen Temperaturstabilitäten, unzureichender Brechzahlermittlung und unstabilisierten Lasern könnte eine Verlängerung des Referenzarms sinnvoll sein. Für die NMM-1 im Ernst-Abbe-Zentrum mit den Werten $\alpha u(\Delta \vartheta) = 1,3 \cdot 10^{-7}$ und $u(\Delta \lambda)/\lambda = 2,1 \cdot 10^{-8}$ fällt die Entscheidung zugunsten einer Verkürzung des Referenzarms aus. Bei den zukünftigen Interferometern werden gleichzeitig der Referenzspiegel durch



Abbildung 12.7:

Polarisationsoptisches Homodyninterferometer der NMM-1 aus Invar und mit Kugellinse als Referenzreflektor (1 Kollimator, 2 Strahlteiler, 3 Messstrahl, 4 Halterung des Referenzspiegels, 5 Justierblende, 6 Auswerteblende, 7 Auswertekombination und 8 Grundplatte)

eine verspiegelte Kugellinse und die Einkörpergelenke aufgrund von Langzeitdriften ersetzt (vgl. Abbildung 12.7).

12.4 Messspiegelecke und Messobjekt

Die Teilstrecke $\overline{BF} = \overline{BE} + \overline{EF}$ der Messarmkette beschreibt die mechanische Verbindung des Messspiegels mit dem Antastpunkt auf dem Messobjekt. Diese setzt sich aus den Teilstrecken der Spiegelecke \overline{BE} und des Messobjekts \overline{EF} inklusive der Messobjektbefestigung zusammen (vgl. Abbildung 12.1 S. 154). Da der Antastpunkt variiert muss bei der Berechnung der Unsicherheit durch die thermische Ausdehnung jeweils die aktuelle Messlänge l_m zur Berechnung des Unsicherheitsbeitrages $u_2(\Delta \overline{EF})$ berücksichtigt werden. Aufgrund der Korrelation muss der Unsicherheitsbeitrag $u_2(\Delta \overline{BF})$ linear mit den anderen Unsicherheiten durch Ausdehnung zusammengefasst werden (vgl. Gleichung (12.53) S. 167).

12.4.1 Ebenheitsabweichungen der Messspiegelflächen

Die Unsicherheiten durch die Ebenheitsabweichungen der Spiegelflächen setzen sich aus zwei Anteilen zusammen. Der größere Unsicherheitsbeitrag $u_{3a}(l_d)$ entsteht durch die Vermessung der Spiegelflächen. Dieser ist von dem verwendeten Messverfahren und der Referenz abhängig. Der zweite Beitrag entsteht durch die Korrektur der systematischen Abweichungen der Spiegelflächentopografie. Je nach verwendeten Korrekturansatz mit einer Polynomfunktion oder interpolierten Korrekturmatrix und mit linearer Interpolation zwischen den Rasterpunkten entsteht ein weiterer Unsicherheitsbeitrag $u_{3b}(l_d)$. Die Werte müssen aus den konkreten Messdaten der Spiegelflächenvermessung als Standardabweichungen ermittelt werden. Tritt während der Messung bei der betrachteten Messachse keine laterale Verlagerung des Messstrahls auf der Spiegelfläche auf, so entsteht für diese Achse keine Messabweichung aus den Ebenheitsabweichungen.

12.4.2 Verkippungen

Ausgehend von der Abbildung 3.2 und den Gleichungen (3.1) und (3.2) auf S. 24 kann die Unsicherheit in Abhängigkeit von den Verkippungen der Messspiegelecke und des Messobjekts ermittelt werden. Der Abstand $a = \overline{BF}$ zwischen Antastpunkt und Reflexionspunkt des Messstrahls bei unverkippter Spiegelecke wird bei der Berechnung berücksichtigt. Ausgehend von der verkürzten Gleichung (12.63) der Messarmkette kann diese nach dem Einsetzen der Gleichung (3.2) S. 24 nach a umgestellt werden.

$$L = a + \Delta a_1 + \Delta a_2 + l_{\rm m} \tag{12.63}$$

$$L = a + a \left(\frac{1}{\cos\left(\varphi_{\text{mec}}\right)} - 1\right) + l_{\text{m}} + \Delta a_1 = \frac{a}{\cos\left(\varphi_{\text{mec}}\right)} + l_{\text{m}} + \Delta a_1 \tag{12.64}$$

$$a = (L - l_{\rm m} - \Delta a_1) \cos(\varphi_{\rm mec}) = (L - l_{\rm m}) \cos(\varphi_{\rm mec}) - \Delta a_1 \cos(\varphi_{\rm mec})$$
(12.65)

Mit dem Einsetzen der Gleichung (3.1) S. 24 und der Ersetzung durch die Sinusfunktion, erhält man die Gleichung (12.66) zur Berechnung des Abstandes mit den Korrekturen der Abweichungen erster und zweiter Ordnung.

$$a = (L - l_{\rm m})\cos(\varphi_{\rm mec}) - s\tan(\varphi_{\rm mec})\cos(\varphi_{\rm mec})$$

= $(L - l_{\rm m})\cos(\varphi_{\rm mec}) - s\sin(\varphi_{\rm mec})$ (12.66)

Entsprechend der Modellgleichungen (12.4) kann für das Beispiel der Differenzmessung der Unsicherheitsbeitrag aus der Differenz $a_d = a(t_2) - a(t_1)$ ermittelt werden.

$$a_{\rm d} = (L - l_{\rm m}(t_2)) \cos(\varphi_{\rm mec}(t_2)) - s(t_2) \sin(\varphi_{\rm mec}(t_2)) - (L - l_{\rm m}(t_1)) \cos(\varphi_{\rm mec}(t_1)) + s(t_1) \sin(\varphi_{\rm mec}(t_1))$$
(12.67)

Für die Berechnung der Unsicherheiten sind nur die mechanischen Verkippungen der Spiegelecke und des Messobjekts zu berücksichtigen (vgl. Abschnitt 12.2.8 S. 165). Hierzu zählen die Führungsabweichungen für die ungeregelte Drehung der Messspiegelecke um die z-Achse ($\varphi_z < 1,3''$ [373] S. 61) sowie für die geregelten Drehungen um die x- und y-Achsen die geschwindigkeitsabhängigen Winkelregelabweichungen ($u(\varphi_x) = u(\varphi_y) = u(\varphi_{reg}) = 0,01''$, geschätzt) und die Kalibrierabweichungen der Winkelmesssysteme ($u(\varphi_{cal,akf}) = 0,08''$ [373] S. 60). Diese richtungsabhängigen Unsicherheiten werden für jede Messachse zu einem Betrag der Unsicherheit aus den beiden jeweiligen Drehachsen nach den Gleichungen (12.68) bis (12.70) zusammengefasst.

$$u(\varphi_{\rm mec,x}) = \sqrt{u^2(\varphi_{\rm y}) + u^2(\varphi_{\rm z}) + u^2(\varphi_{\rm cal,akf})} = 0.75''$$
 (12.68)

$$u(\varphi_{\rm mec,y}) = \sqrt{u^2(\varphi_{\rm x}) + u^2(\varphi_{\rm z}) + u^2(\varphi_{\rm cal,akf})} = 0.75''$$
(12.69)

$$u(\varphi_{\text{mec},z}) = \sqrt{u^2(\varphi_x) + u^2(\varphi_y) + 2u^2(\varphi_{\text{cal},\text{akf}})} = 0.11''$$
 (12.70)

Unter Verwendung der Spezialbehandlungen nach [209] Beispiel A2 und A4 kann aus Gleichung (12.67) der beste Schätzwert und der Unsicherheitsbeitrag ermittelt werden.

$$a_{\rm d,cor} = (L - l_{\rm m}(t_2)) \left(1 - \frac{1}{2}u^2(\varphi_{\rm mec})\right) - (L - l_{\rm m}(t_1)) \left(1 - \frac{1}{2}u^2(\varphi_{\rm mec})\right)$$

$$= -l_{\rm d} \left(1 - \frac{1}{2}u^2(\varphi_{\rm mec})\right)$$
(12.71)

Für normalverteilte Winkelabweichungen φ_{mec} folgt $\mu_4(\varphi_{\text{mec}}) = 3u^4(\varphi_{\text{mec}})$ [209].

$$u_{3c}(a_{d,cor}) = \sqrt{\frac{1}{2} \left(L - l_{m}(t_{2})\right)^{2} u^{4}(\varphi_{mec}) + \frac{1}{2} \left(L - l_{m}(t_{1})\right)^{2} u^{4}(\varphi_{mec}) + 2u^{2}(s)u^{2}(\varphi_{mec})}$$
$$= \sqrt{\frac{1}{2} \left((L - l_{m}(t_{2}))^{2} + (L - l_{m}(t_{1}))^{2}\right) u^{4}(\varphi_{mec}) + 2u^{2}(s)u^{2}(\varphi_{mec})}$$
(12.72)

Für den unkorrigierten Differenzwert muss wiederum die Unsicherheitsberechnung um das Quadrat der Schätzwertkorrektur erweitert werden [162].

$$u_{3c}(a_{d}) = \frac{\sqrt{\frac{1}{2} \left((L - l_{m}(t_{2}))^{2} + (L - l_{m}(t_{1}))^{2} \right) u^{4}(\varphi_{mec}) + 2u^{2}(s)u^{2}(\varphi_{mec})}{+ \left(\frac{1}{2} l_{d} u^{2}(\varphi_{mec}) \right)^{2}}$$
(12.73)

Die konstante Länge L wird aus der Strecke \overline{FA} abzüglich der Referenzarmlänge $\overline{AC_{\rm m}}$ und der Totstrecke $l_{\rm t}$ ermittelt. Die Unsicherheit des Abbeoffsets u(s) setzt sich aus den Unsicherheitsbeiträgen der Strahlschnittpunktjustage $u(s_{\rm sch}) = 0,1 \,\mathrm{mm}/\sqrt{3}$ (vgl. Abschnitt 12.2.6 S. 163) und der Justage des Tastsystems $u(s_{\rm tas}) = 0,1 \,\mathrm{mm}/\sqrt{3}$ (vgl. Abschnitt 9.5.1 S. 118, abgeschätzt) zusammen. Bei signifikanten Änderungen des Antastpunktes auf der Tastelementoberfläche, wie z. B. bei einer Kugel, muss zusätzlich die antastrichtungsabhängige Änderung des Abbeoffsets s(t) als zusätzlicher Unsicherheitsbeitrag $u(s_{\rm rad})$ berücksichtigt werden.

$$u(s) = \sqrt{u^2(s_{\rm sch}) + u^2(s_{\rm tas}) + u^2(s_{\rm rad})}$$
(12.74)

Für die NMM-1 ergeben sich aus diesen Angaben Unsicherheitsbeiträge, die im Wesentlichen durch die Abweichungen erster Ordnung entstehen. Wegen der größeren Winkelabweichungen um die z-Achse weisen die x- und y-Messachsen einen Unsicherheitsbetrag $u_{3c,x}^2(a_d) = u_{3c,y}^2(a_d) = 0,42$ nm und die z-Messachse von $u_{3c,z}^2(a_d) = 0,064$ nm auf.

Abschließend können die zwei einzelnen Unsicherheitsbeiträge zu einem kombinierten Unsicherheitsbeitrag $u_3(a_d)$ der Messspiegelecke und des Messobjekts zusammengefasst werden (ohne thermische Ausdehnung). Für die Berechnung muss in Abhängigkeit von einer nachträglich durchgeführten Korrektur des Differenzwerts nach Gleichung (12.71) entweder der Unsicherheitsbeitrag $u_{3c}(a_{d,cor})$ oder $u_{3c}(a_d)$ bei der Zusammenfassung verwendet werden.

$$u_{3}(l_{\rm d,cor}) = \sqrt{u_{3\rm a}^{2}(a_{\rm d}) + u_{3\rm b}^{2}(a_{\rm d}) + u_{3\rm c}^{2}(a_{\rm d,cor})}$$
(12.75)

$$u_{3}(l_{\rm d}) = \sqrt{u_{3\rm a}^{2}(a_{\rm d}) + u_{3\rm b}^{2}(a_{\rm d}) + u_{3\rm c}^{2}(a_{\rm d})}$$
(12.76)

12.5 Metrologierahmen

Mit der Teilstrecke $\overline{AH_{\rm m}}$ der Messarmkette wird die mechanische Verbindung des Tastsystems mit dem Zentrumspunkt bzw. der Strahlteilerschicht des Interferometers beschrieben. Diese setzt sich aus den Elementen des Metrologierahmens zusammen. Ursache der Messabweichung dieses Teilstücks ist die thermische Ausdehnung der Festkörper dieser Kette. Korrelationsbedingt muss der Unsicherheitsbeitrag $u_2(\overline{AH_{\rm m}})$ linear mit anderen Unsicherheiten durch thermische Ausdehnung zusammengefasst werden. Weitere Abweichungen könnten durch hygroskopische Eigenschaften von Klebe- oder Kittschichten am Teilerwürfel entstehen.

Nach einem Tastsystemwechsel auftretende Kriecherscheinungen des Metrologierahmens führen zu einem weiteren Unsicherheitsbeitrag. Aus der Steifigkeit c des Metrologierahmens und

der Masse des Tastsystems m kann die Grundauslenkung bei einem Tastsystemwechsel errechnet werden. Diese wird mit der Gleichung (4.1) S. 31 zur Berechnung des Kriechweges s(t) kombiniert.

$$s(t) = \frac{G}{c}a\ln(bt+1) = \frac{mg}{c}a\ln(bt+1)$$
(12.77)

Für das Beispiel der Differenzmessung müssen die Kriechwege zu den Zeitpunkten t_2 und t_1 subtrahiert werden. Da es sich um eine unkorrigierte systematische Abweichung der Messlänge handelt, muss diese als Unsicherheitsbeitrag $u_4(l_d)$ angesehen werden [162].

$$u_4(l_d) = \Delta s = s(t_2) - s(t_1) = \frac{mg}{c} a(\ln(bt_2 + 1) - \ln(bt_1 + 1))$$
(12.78)

Zur Reduzierung der Messabweichung sollten die Steifigkeit des Metrologierahmens hoch und das Tastergewicht klein sein und nach einem Tastsystemwechsel nicht sofort mit der Messung begonnen werden. Der Anbau des NPL-Tasters (444 g mit Befestigungsteilen, vgl. Abschnitt 9.2.4.2 S. 104) an die Zerodurplatte aus Abbildung 4.3a S. 34 führt zu einer zusätzlichen Durchbiegung von 131 nm und Kriechen von ca. 1 nm (vgl. Tabelle A.1 S. 191). Ein gleichzeitiger Wechsel der Zerodurplatte führt durch das Eigengewicht zu einer Biegung von 600 nm. In der Summe wäre nachfolgend mit einem Kriechen von ca. 5 nm zu rechnen. Ein Wechsel der Zerodurplatte sollte vermieden werden. Die Deformationen und Kriecherscheinungen bei Messkraftänderungen können vernachlässigt werden. Die Unsicherheit durch thermisch bedingte Elastizitätsmoduländerung kann aufgrund der etwa zwei Größenordnungen kleineren relativen Abhängigkeit von $0.8 \cdot 10^{-4}$ /K gegenüber dem Kriechen vernachlässigt werden.

12.6 Tastsystem

Die Teilstrecke \overline{FH} der Messarmkette setzt sich aus der Strecke vom Kontaktpunkt des Tastsystems bis zum Tastelementmittelpunkt \overline{FG} und der Strecke vom Tastelementmittelpunkt bis zum Tastsystembefestigungspunkt \overline{GH} zusammen und beschreibt das komplette Tastsystem. Die häufigsten Ursachen für Messabweichungen sind die thermische Ausdehnung, hygroskopische Eigenschaften von Klebeschichten, Fremdlicht, Deformation und Abplattungen durch die Messkraft, Formabweichungen des Tastelements, Messabweichungen des Tastermesssystems, die Richtungsabhängigkeit und Driften der Messsignale.

Die Tastsystemsignale werden mit 16-Bit-A/D-Wandler erfasst. Mit der Spezifikation der A/D-Wandler und Rauschmessungen mit kurzgeschlossenen Eingang kann die Unsicherheit der A/D-Wandlung berechnet werden [9]. Diese entsteht aus der Linearitätsabweichung (integral linearity error $u_{\rm ILE} = 2/\sqrt{3}$ Digit), dem Rauschen inklusive des Vorverstärkers (transition noise $u_{\rm TN} = 1,2$ Digit aus Messung), der Versorgungsspannungsabhängigkeit (power supply sensitivity $u_{\rm PSS} = 8/\sqrt{3}$ Digit) sowie den temperaturabhängigen Offset- (bipolar zero error drift $c_{\rm BZED} = 2 \cdot 2^{16}/1 \cdot 10^6/\sqrt{3}$ Digit/K) und Verstärkungsänderungen (full-scale error drift $c_{\rm FSED} = 7 \cdot 2^{16}/1 \cdot 10^6/\sqrt{3}$ Digit/K) zusammen. Für die Temperaturkonstanz der Wandlerbausteine wird eine Unsicherheit $u(\vartheta) = 10$ K abgeschätzt. Da die jeweiligen Erwartungswerte zu Sensitivitätskoeffizienten von Null führen, werden die temperaturabhängigen Anteile entsprechend dem Beispiel

A2 in [209] $y = x_1 x_2$ in der kombinierten Unsicherheit der A/D-Wandlung u_{ADC} berücksichtigt. Die absoluten Abweichungen des Offsets (*bipolar zero error*) und der Verstärkung (*full-scale* error) brauchen wegen der Kalibrierung der Tastsystemauslenkung nicht berücksichtigt werden.

$$u_{\rm ADC} = \sqrt{u_{\rm ILE}^2 + u_{\rm TN}^2 + c_{\rm FSED}^2 u(\vartheta)^2 + c_{\rm BZED}^2 u(\vartheta)^2 + u_{\rm PSS}^2} = 5,63\,\text{Digit}$$
(12.79)

Aus diesem Wert kann bei einem angestrebten Messunsicherheitsbeitrag der A/D-Wandlung von 1 nm die erforderliche Empfindlichkeit von 0,177 nm/Digit bzw. 582 nm/V oder die maximale Auslenkung von $\pm 5,82 \text{ µm}$ bei $\pm 10 \text{ V}$ Aussteuerung berechnet werden.

Die Tastsystemauslenkung wird mit der NMM-1 und den Interferometern als Referenz kalibriert. Entsprechend des gewählten Ansatzes werden die Tastsystemkennlinien mit einer multiplen linearen Regression oder Polynomregression mit Ausgleich nach den Interferometermesswerten ermittelt [254, 255, 292, 435]. Aus den A/D-Wandlerwerten $a_{i,j}$ der n A/D-Wandler und der m Messpunkte wird spaltenweise eine Designmatrix A aufgebaut. Dabei sollten nur die A/D-Wandler, die mit dem Tastsystem verbunden sind, genutzt werden. Die quadratische und kubische Polynomregression erfordert zusätzliche Spalten mit elementweise quadrierten Wandlerwerten bzw. kubischen Werten (vgl. Gleichung (12.80)).

$$\boldsymbol{A} = \begin{pmatrix} 1 & a_{0,1} & a_{0,1}^2 & a_{1,1} & a_{1,1}^2 & \dots & a_{n-1,1} & a_{n-1,1}^2 \\ 1 & a_{0,2} & a_{0,2}^2 & a_{1,2} & a_{1,2}^2 & \dots & a_{n-1,2} & a_{n-1,2}^2 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ 1 & a_{0,m} & a_{0,m}^2 & a_{1,m} & a_{1,m}^2 & \dots & a_{n-1,m} & a_{n-1,m}^2 \end{pmatrix}$$
(12.80)

Als Referenz werden die Spaltenvektoren \vec{l}_x , \vec{l}_y und \vec{l}_z der gleichzeitig erfassten Interferometerwerte genutzt. Für jede Bewegungsachse wird eine separate Regression nach [292, 435] durchgeführt. Die für die Regression (vgl. Gleichungen (12.81) bis (12.83)) erforderlichen kombinierten Unsicherheiten $u_c(l_{d,x})$, $u_c(l_{d,y})$ und $u_c(l_{d,z})$ der einzelnen Messachsen der NMM-1 ohne Taster (vgl. Gleichung (12.88) S. 177) werden in Unsicherheitsmatrizen mit jeweils einem Element überführt $(\boldsymbol{U}_{d,x} = u_c^2(l_{d,x}), \boldsymbol{U}_{d,y} = u_c^2(l_{d,y})$ und $\boldsymbol{U}_{d,z} = u_c^2(l_{d,z})$). Die berechneten Koeffizientenvektoren \vec{k}_{dx} , \vec{k}_{dy} und \vec{k}_{dz} werden zur Koeffizientenmatrix \boldsymbol{K}_d zusammengefasst und von der NMM-1 nachfolgend für die Berechnung der Tasterauslenkungen verwendet.

$$\vec{k}_{dx} = \boldsymbol{U}_{kdx} \boldsymbol{A}^{T} \boldsymbol{U}_{d,x}^{-1} \vec{l}_{x} \quad \text{mit} \quad \boldsymbol{U}_{kdx} = \left(\boldsymbol{A}^{T} \boldsymbol{U}_{d,x}^{-1} \boldsymbol{A} \right)^{-1}$$
(12.81)

$$\vec{k}_{dy} = \boldsymbol{U}_{kdy} \boldsymbol{A}^{T} \boldsymbol{U}_{d,y}^{-1} \vec{l}_{y} \quad \text{mit} \quad \boldsymbol{U}_{kdy} = \left(\boldsymbol{A}^{T} \boldsymbol{U}_{d,y}^{-1} \boldsymbol{A} \right)^{-1}$$
(12.82)

$$\vec{k}_{dz} = \boldsymbol{U}_{kdz} \boldsymbol{A}^{T} \boldsymbol{U}_{d,z}^{-1} \vec{l}_{z} \quad \text{mit} \quad \boldsymbol{U}_{kdz} = \left(\boldsymbol{A}^{T} \boldsymbol{U}_{d,z}^{-1} \boldsymbol{A} \right)^{-1}$$
(12.83)

Die Unsicherheitsmatrizen $U_{\rm kdx}$, $U_{\rm kdy}$ und $U_{\rm kdz}$ enthalten die Unsicherheiten der Koeffizienten und die aus den Korrelationen der A/D-Wandlerwerte entstehenden Unsicherheitsbeiträge [292]. Die Unsicherheiten des Auslenkungsvektors \vec{d} werden nachfolgend mit den A/D-Wandlerwerten bzw. dem Zeilenvektor \vec{a} (Zeile der Designmatrix A) und den Unsicherheitsmatrizen entsprechend den Gleichungen (12.84) berechnet [292, 435].

$$u_{\rm kdx} = \sqrt{\boldsymbol{a}\boldsymbol{U}_{\rm kdx}\boldsymbol{a}^{\rm T}} \quad u_{\rm kdy} = \sqrt{\boldsymbol{a}\boldsymbol{U}_{\rm kdy}\boldsymbol{a}^{\rm T}} \quad u_{\rm kdz} = \sqrt{\boldsymbol{a}\boldsymbol{U}_{\rm kdz}\boldsymbol{a}^{\rm T}}$$
(12.84)

Da der Regressionsausgleich nur nach den Interferometerwerten erfolgt, werden die A/D-Wandlerwerte als korrekt angenommen und die Unsicherheitsbeiträge des Tasters nicht berücksichtigt. Anhand der Spaltenvektoren der Residuen \vec{r}_x , \vec{r}_y und \vec{r}_z (vgl. Gleichungen (12.85)) und der daraus berechneten Standardabweichungen werden die Abweichungen deutlich.

$$\vec{r}_{\rm x} = \vec{d}_{\rm x} - \vec{l}_{\rm x} = \vec{A}\vec{k}_{\rm dx} - \vec{l}_{\rm x} \quad \vec{r}_{\rm y} = \vec{d}_{\rm y} - \vec{l}_{\rm y} = \vec{A}\vec{k}_{\rm dy} - \vec{l}_{\rm y} \quad \vec{r}_{\rm z} = \vec{d}_{\rm z} - \vec{l}_{\rm z} = \vec{A}\vec{k}_{\rm dz} - \vec{l}_{\rm z}$$
(12.85)

Für stark driftende, kriechende oder unempfindliche Tastsysteme können die Standardabweichungen bzw. Unsicherheiten $u_{\rm rx}$, $u_{\rm ry}$ und $u_{\rm rz}$ Werte im zwei- oder dreistelligen Nanometerbereich annehmen und sind gegenüber den Unsicherheitsbeiträgen der A/D-Wandlung und der Regressionskoeffizienten dominant. Für Punktmessungen kann die Antastkurven jeweils vollständig erfasst und aus jeder Kurve der Punkt mit der Messkraft von Null ohne Abplattung extrapoliert werden [227, 228]. Die Extrapolation kann anhand der Kalibrierkoeffizienten und Auslenkungen auch bei Scanmessungen erfolgen und setzt ein hochstabiles, driftarmes Tastsystem voraus [13].

Bei den Scanmessungen treten zusätzliche dynamische Abweichungen auf, die durch unterschiedliche Frequenzgänge der Systeme sowie unzureichende Synchronität der Messwerterfassung verursacht werden. Weisen die Tastsysteme wesentlich geringere Frequenzgänge als die Interferometer auf, so müssen die Positionsabweichungen durch eingeprägte Störschwingungen bei der Messunsicherheitsberechnung berücksichtigt werden. Verschmutzungen der Messobjekte und Tastsysteme und die Abmessungen des Tastsystems (Dilatation) sind weitere Ursachen von Messabweichungen.

Für die Differenzmessung kann die Unsicherheit der Differenzwerte $\Delta d_x = d_x(t_2) - d_x(t_1)$, $\Delta d_y = d_y(t_2) - d_y(t_1)$ und $\Delta d_z = d_z(t_2) - d_z(t_1)$ mit den Modellgleichungen (12.86) und dem Zeilenvektor der Differenzen $\Delta \vec{a} = \vec{a}(t_2) - \vec{a}(t_1)$ ermittelt werden.

$$\Delta d_{\rm x} = \Delta \vec{a} \vec{k}_{\rm dx} \quad \Delta d_{\rm y} = \Delta \vec{a} \vec{k}_{\rm dy} \quad \Delta d_{\rm z} = \Delta \vec{a} \vec{k}_{\rm dz} \tag{12.86}$$

Für die Unsicherheitsberechnung werden die partiellen Ableitungen nach den A/D-Wandlerwerten a_i und die Unsicherheitsberechnung für $u_{kdx}(\Delta d_x)$, $u_{kdy}(\Delta d_y)$ und $u_{kdz}(\Delta d_z)$ nach Gleichung (12.84) mit dem Differenzvektor $\Delta \vec{a}$ benötigt. Die A/D-Wandlungen werden als unkorreliert behandelt und erlauben die Zusammenfassung der Unsicherheiten. Zusätzlich können die Unsicherheitswerte aus den Residuen der Kalibrierung zur Abschätzung der Driften und des Kriechens des Tasters hinzugezogen werden (vgl. Gleichung (12.87) für die x-Achse). Äquivalente Gleichungen können für die y- und z-Achsen aufgestellt und berechnet werden.

$$u_5(l_{\rm d,x}) = \sqrt{\sum_{i=0}^{n-1} \left(\frac{\partial \Delta d_x}{\partial a_i}\right)^2 u_{\rm ADC}^2 + u_{\rm kdx}^2(\Delta d_x) + u_{\rm rx}^2}$$
(12.87)

12.7 Kombinierte 1-D- und 3-D-Unsicherheit

Die Unsicherheitsbeiträge aus den vorangegangen Abschnitten können separat für jede Messachse $u_{\rm c}(l_{\rm d,x}), u_{\rm c}(l_{\rm d,y})$ und $u_{\rm c}(l_{\rm d,z})$ zu einer kombinierten 1-D-Messunsicherheit für die Differenzmes-

Beitrag	Einflussgröße/Entstehungsort	Seite
$u_1(l_{\rm d,cor})$	interferenzoptische Längenmessung mit Korrektur	165
	des Schätzwerts für Kosinusabweichung	
$u_1(l_d)$	interferenzoptische Längenmessung ohne Korrektur	165
	des Schätzwerts für Kosinusabweichung	
$u_2(l_{\rm d})$	thermische Ausdehnung	169
$u_3(l_{\rm d,cor})$	Messspiegelecke und Messobjekt mit Korrektur	173
	des Schätzwerts für Kosinusabweichung (außer thermische Ausdehnung)	
$u_3(l_{\rm d})$	Messspiegelecke und Messobjekt ohne Korrektur	173
	des Schätzwerts für Kosinusabweichung (außer thermische Ausdehnung)	
$u_4(l_{\rm d})$	Metrologierahmen (außer thermische Ausdehnung)	174
$u_5(l_{ m d})$	Tastsystem (außer thermische Ausdehnung)	176

Tabelle 12.2: Unsicherheitsbeiträge zur kombinierten Messunsicherheit

sung zusammengefasst werden [301]. Zusätzlich muss für die Tastsystemkalibrierung die kombinierte Unsicherheit ohne Taster ermittelt werden (vgl. Abschnitt 12.6 S. 174).

$$u_{\rm c}(l_{\rm d}) = \sqrt{\sum_{\rm i=1}^{4} u_{\rm i}^2(l_{\rm d})} \quad \text{(ohne Taster)} \quad u_{\rm c}(l_{\rm d}) = \sqrt{\sum_{\rm i=1}^{5} u_{\rm i}^2(l_{\rm d})} \quad \text{(mit Taster)}$$
(12.88)

Bei der Zusammenfassung zu einer 3-D-Messunsicherheit für eine Messlänge $l_{d,3D}$ (vgl. Gleichung (12.89)) müssen Korrelationen der Unsicherheiten aus thermischen Ausdehnung, der Brechzahlberechnung aus dem gemeinsamen Druck- und Feuchtemesswert sowie den Spiegeleckenkippungen berücksichtigt werden [373].

$$l_{\rm d,3D} = \sqrt{l_{\rm d,x}^2 + l_{\rm d,y}^2 + l_{\rm d,z}^2}$$
(12.89)

Die Korrelation der Laserstabilität muss nur bei phasengekoppelten Lasern beachtet werden. Die Zusammenfassung der unkorrelierten Anteile erfolgt nach Gleichung (12.90).

$$u_{\rm unk}(l_{\rm d,3D}) = \frac{1}{l_{\rm d,3D}} \sqrt{\sum_{\rm i} \left((l_{\rm d,x} u_{\rm i}(l_{\rm d,x}))^2 + (l_{\rm d,y} u_{\rm i}(l_{\rm d,y}))^2 + (l_{\rm d,z} u_{\rm i}(l_{\rm d,z}))^2 \right)}$$
(12.90)

Entsprechend [373] können die korrelierten Anteile linear nach Gleichung (12.91) zusammengefasst werden.

$$u_{\rm kor}(l_{\rm d,3D}) = \frac{1}{l_{\rm d,3D}} \sqrt{\sum_{\rm i} \left(l_{\rm d,x} u_{\rm i}(l_{\rm d,x}) + l_{\rm d,y} u_{\rm i}(l_{\rm d,y}) + l_{\rm d,z} u_{\rm i}(l_{\rm d,z}) \right)}$$
(12.91)

Die unkorrelierten und korrelierten Unsicherheitsbeiträge werden nach Gleichung (12.92) zu einer 3-D-Messunsicherheit kombiniert.

$$u(l_{\rm d,3D}) = \sqrt{u_{\rm unk}^2(l_{\rm d,3D}) + u_{\rm kor}^2(l_{\rm d,3D})}$$
(12.92)

Die Messunsicherheiten sind stets für die konkreten Messungen separat zu ermitteln und dem Messergebnis beizuordnen.

Kapitel 13

Messaufgaben

Aufgrund der herausragenden Genauigkeit sowie der sehr hohen Messauflösung und des großen Messbereichs werden die Nanomessmaschinen NMM-1 vorzugsweise für Kalibriermessungen eingesetzt. Die lösbaren Messaufgaben hängen von dem eingesetzten Tastsystem ab. Nachfolgend sollen verschiedene Aufgaben der Oberflächenmessung (2¹/2-D-Messung) und Koordinatenmessung (3-D-Messung) sowie die Untersuchung von Tastsystemen dargestellt werden.

13.1 Kalibrierung, Analyse und Vergleich von Tastsystemen

Eine wichtige Aufgabe stellt die Kalibrierung, Analyse und der Vergleich von Tastsystemen dar. Durch die sehr flexible Schnittstelle der NMM-1 für Tastsysteme können diese unkompliziert integriert und untersucht werden. Die Messungen finden meist an Messobjekten mit einfachen Geometrien statt. 1-D-Tastsysteme werden an ebenen horizontalen Flächen untersucht. Für 3-D-Tastsysteme werden die fünf Flächen eines Würfels, die Zylinderflächen von Bohrungen oder Stiften sowie Kugeloberflächen genutzt. Die Kalibrierung erfolgt nach dem im Abschnitt 9.5.2 S. 119 beschriebenen Verfahren. Aus der Vielzahl von Kennlinien für das Antasten und Lösen des Messobjekts mit unterschiedlichen Antastrichtungen können die Richtcharakteristik, die Hysterese und das Kriechen sowie die Reproduzierbarkeit der Antastung analysiert werden. Mit den Maschinen wurde eine Vielzahl von Tastsystemen untersucht. Dazu zählen optische Sensoren wie Fokussensoren, Weißlichtinterferenzmikroskope oder faseroptische Fizeau-Interferometer. Weiterhin wurden diverse Rasterkraftmikroskope [165, 181], der metrologische Rasterkraftsensor sowie selbstaktuierte cantilever-Arrays untersucht [350]. Verschiedenste 3-D-Mikrotaster wie der NPL-Taster, die von der TU Braunschweig entwickelten piezoresistiven 3-D-Taster, der Gannen-XP-Taster sowie ein 3-D-Taster mit interferenzoptischer Auslenkungsmessung konnten charakterisiert werden. Zunächst wurden Messungen an ebenen Flächen in Richtung der Koordinatenachsen zur Kalibrierung der Tastsystemauslenkung sowie Ermittlung der Reproduzierbarkeit durchgeführt. Zur vollständigen Charakterisierung sind jedoch zusätzliche Messungen in beliebiger Antastrichtung erforderlich. Diese werden an einer Kugel mit Antastung in Richtung des Kugelmittelpunktes durchgeführt und erlauben die Angabe der Richtcharakteristik. Weiterhin wurden Untersuchungen mit Tunnelstromtastern durchgeführt. Messungen, welche an gleichen Messobjekten mit unterschiedlichen Tastsystemen und Wechselwirkungsprinzipien durchgeführt werden, erlauben einen fundierten Vergleich der Tastsysteme und Wechselwirkungen.

13.2 Oberflächenmessungen (21/2-D-Messungen)

Eine für die metrologischen Staatsinstitute und die Halbleiterindustrie wichtige Messaufgabe ist die Kalibrierung von Normalen für Rasterkraftmikroskope oder Oberflächenmessgeräte. Die Rasterkraftmikroskope dienen in der Halbleiterfertigung zur Kontrolle der *overlay*-Abweichungen und Schichtdicken. Rasterkraftmikroskope mit rückgeführten Messsystemen stellen eine Ausnahme dar und stehen meist nur metrologischen Staatsinstituten oder ausgewählten Forschungseinrichtungen zu Verfügung. Die meisten Rasterkraftmikroskope müssen mit zertifizieren Normalen in vertikaler und lateraler Richtung kalibriert werden [108].

13.2.1 Stufenhöhenmessungen

Für die vertikale Kalibrierung werden Stufenhöhennormale eingesetzt, auf deren ebenen Flächen sich Linien mit Höhen von wenigen Nanometern und bis zu einem Mikrometer befinden. Die Messung erfolgt mit Linienscans bei denen jeweils der Wechsel von niederen zum hohen und vom hohen zum niederen Plateau enthalten sein muss. Die Stufenhöhe (*step height*) zwischen den Plateaus wird mit verschiedenen Verfahren ausgewertet [143, 315]. Neben der einfachen aber ungenauen Messung von zwei Punkten kann auch die Histogrammmethode eingesetzt werden. Bei der Regressionsmethode wird die Gleichung (13.1) als Regressionsansatz genutzt [300].

$$Z = \alpha X + \beta + d\delta \tag{13.1}$$

Die Variable δ nimmt in den Bereichen A und B den Wert +1 und im Bereich C den Wert -1 an (vgl. Abbildung 13.1). Die Stufenhöhe *h* ist das Doppelte des für *d* ermittelten Werts. Der Scan muss mindestens im Abstand der Stufenbreite *w* vor der Stufe beginnen und nach der Stufe enden. Für die Auswertung werden nur die Abschnitte A, B und C verwendet, wodurch die Übergangsbereiche das Messergebnis nicht beeinflussen. Zur Vermeidung des Einflusses von Oberflächenunvollkommenheiten müssen mindestens fünf Scanlinien gleichmäßig auf das Messfeld verteilt werden [300]. Die Bedeutung der Stufenhöhenmessung wird anhand des Ringvergleiches "Nano2 - Step Height Standards", der von verschiedenen metrologischen Staatsinstituten durchgeführt wurde, deutlich [218]. Bei diesem Vergleich wurden als Messobjekte ein Satz von Stufenhöhennormalen des Institutes für Mikroelektronik in Stuttgart mit Stufenhöhen zwischen 7 nm und 800 nm eingesetzt (vgl. Abbildung 13.2). Die Messungen erfolgten an der 30 µm breiten Stufe. Wegen der begrenzten Messbereiche einiger Rasterkraftmikroskope erfolgte die Messung und Auswertung bei diesem Ringvergleich nur mit 70 µm langen Scanlinien und einer geänderten Bereichsdefinition zur Auswertung im Messfeld R1 [218, 300]. Die Messungen in der PTB wurden damals im Rahmen des Vergleichs mit einem Interferenzmikroskop, einem Tastschnittgerät







Tabelle 13.1: Stufenhöhenmessungen mit der NMM-1 (k=2) [99, 252]

und dem Rasterkraftmikroskop Veritekt B mit eingebauten Interferometern durchgeführt. Seit der Übergabe einer NMM-1 an die PTB werden diese Kalibriermessungen zunehmend mit dieser Maschine durchgeführt, da diese Scanlinienlängen von einigen Millimetern ermöglicht [80].

Ein Satz von der PTB kalibrierter Stufenhöhennormale wurde mit dem Fokussensor und dem metrologischen Rasterkraftsensor auf verschiedenen NMM-1 in Ilmenau vermessen [99, 252]. Die Messung und Auswertung erfolgte mit Scanlinienlängen und der Bereichsdefinition gemäß der DIN EN ISO 5436-1. Mit dem metrologischen Rasterkraftsensor wurden die Werte für den Vorund Rückwärtscan ermittelt. Die Werte stimmen mit Ausnahme des Normals C12R01 im Rahmen der angegebenen Messunsicherheiten mit dem zertifizierten Wert der PTB und untereinander überein (vgl. Tabelle 13.1).

13.2.2 Gitterabstandsmessungen

Für die laterale Kalibrierung von Rasterkraftmikroskopen werden ein- oder zweidimensionale Gitternormale eingesetzt [108]. Als Ergebnis wird der mittlere Gitterabstand (*pitch*) senkrecht zu den Gitterlinien ermittelt. Im Gegensatz zu konventionellen Rasterkraftmikroskopen können bei der NMM-1 die Scans in beliebiger Richtung erfolgen und durch Anpassung der Scanrichtung an das Messobjekt die Messabweichungen zweiter Ordnung reduziert werden. Da beim Auflegen des Messobjekts keine exakte Ausrichtung der Gitterlinien zu den Koordinatenachsen möglich



Abbildung 13.3: Bestimmung der Scanrichtung für Gitterscan mit Suchlinien am (a) eindimensionalen und (b) zweidimensionalen Gitter (1 erste und 2 zweite Suchlinie und 3 Scanlinie für Gitterscan)

Bezeichnung	Messung vorwärts		Messung rückwärts		
des	mittlerer	Standardab-	mittlerer	Standardab-	Tabelle 13 2.
Gitters	Abstand	weichung	Abstand	weichung	Gittermessungen
TGZ1	$3000,23\mathrm{nm}$	$0,\!12\mathrm{nm}$	$3000, 19\mathrm{nm}$	$0,09\mathrm{nm}$	mit der NMM-1
TGZ2	$3000{,}002\mathrm{nm}$	$0,022\mathrm{nm}$	$3000{,}045\mathrm{nm}$	$0,016\mathrm{nm}$	[99, 305]

ist, muss zunächst die Richtung der Gitterlinien mit zwei Scanlinien ermittelt werden (vgl. Abbildung 13.3a). Die beiden Scans werden unter den Winkeln α_1 und α_2 zur Koordinatenachse durchgeführt. Aus den mittleren Gitterabständen p_1 und p_2 der Suchlinien 1 und 2 kann nach Gleichung (13.2) der Winkel φ für den eigentlichen Scan ermittelt werden.

$$\varphi = \arctan\left(\frac{p_1 \cos\left(\alpha_1\right) - p_2 \cos\left(\alpha_2\right)}{p_2 \sin\left(\alpha_1\right) - p_1 \sin\left(\alpha_2\right)}\right)$$
(13.2)

In ähnlicher Weise kann diese Ausrichtung auch für zweidimensionale Gitter erfolgen [79]. Hierfür wird ein Scan in Richtung der Koordinatenachse durchgeführt. Durch die Schräglage des Gitters tritt eine periodische Modulation der Gitterlinien auf. Aus dem nominellen Gitterabstand p_y quer zur Scanrichtung und der Modulationswellenlänge *s* kann der Winkel der Scanlinie nach Gleichung (13.3) berechnet werden (vgl. Abbildung 13.3b).

$$\varphi = \arctan\left(\frac{p_y}{s}\right) \tag{13.3}$$

Die Auswertung der Scandaten kann nach der Schwerpunktmethode oder Fourier-Transformationsmethode erfolgen [76]. Zuvor müssen aus den Scanlinien die langwelligen Topografieabweichungen durch Hochpassfilterung oder Abzug eines Regressionspolynoms entfernt werden. Aufgrund der Ausrichtung der Scanlinie und der großen Längen der Scanlinien können diese Messungen mit einer sehr hohen Reproduzierbarkeit durchgeführt werden [99]. Bei wiederholten Messungen mit dem metrologischen Rasterkraftsensor und der NMM-1 wurden Standardabweichungen erreicht, die geringer als die Messauflösung sind (vgl. Tabelle 13.2).

Bei dem internationalen Ringvergleich "Nano5 - 2D Grating" wurden zwei zweidimensionale

Gitter mit 300 nm bzw. 1000 nm Gitterabstand von 12 metrologischen Staatsinstituten vermessen. Die Messungen erfolgten mit der Rasterkraftmikroskopie und der optischer Diffraktometrie. Neben den mittleren Gitterabständen p_x und p_y wurde zusätzlich der Winkel zwischen den beiden Gitterrichtungen ermittelt. Die PTB nahm an diesem Vergleich mit der NMM-1 und einem angebauten Rasterkraftsensor teil [144]. Im Ergebnis des Vergleichs wurden die sechs besten Teilnehmer ermittelt, wobei fünf davon die optische Diffraktometrie einsetzten. Die NMM-1 erreichte als einziges der vielen Rasterkraftmikroskope äquivalente oder sogar bessere Werte als die optische Diffraktometrie.

13.3 Koordinatenmessungen (3-D-Messungen)

Zunehmend gewinnen die Messungen der Strukturbreiten (*critical dimension*) in der Halbleiterindustrie an Bedeutung. Dafür müssen die Seitenwände der Strukturen angetastet werden [91, 92, 251]. Diese Messungen sind bisher nur mit dem *critical dimension atomic force microscope* (CD-AFM) von Veeco möglich. Dieses Beispiel zeigt exemplarisch, dass die Messaufgaben im Submikrometerbereich neben den 2¹/2-D-Messungen zunehmend 3-D-Messungen erfordern. Diesem Anspruch wird die NMM-1 durch die Messablaufsteuerung für 3-D-Messungen gerecht. Ihr Einsatz ist zurzeit durch fehlende driftarme und nicht kriechende 3-D-Mikrotastsysteme mit sehr kleinen Tastelementen limitiert. Für die Messungen standen bisher der stark driftende kapazitiv messende NPL-Taster und etwas weniger driftende piezoresistiv messende Taster zur Verfügung. Messobjekte mit kugelförmigen Artefakten bieten sich als Kalibrier- oder Vergleichsnormale an. Aus den Messdaten der auf die Kugeloberflächen verteilten Punkt- oder Scanmessungen können durch Regressionen die Kugelmittelpunkte sehr exakt ermittelt werden. Normale mit mehreren fest verbundenen Präzisionskugeln (Kugelplatten) werden bereits für die Charakterisierung von Mikro- und Nanokoordinatenmessgeräte [52, 286] und der NMM-1 [75, 483] eingesetzt. Weiter-



Abbildung 13.4: (a) Scan an Rubinkugel ($\emptyset 1 \text{ mm}$) mit Rubintastkugel ($\emptyset 0,3 \text{ mm}$) des NPL-Tasters und (b) Radiusabweichungen Δr der Rubinkugel in µm

hin kann mit Messungen an Tastelementkugeln die Bestimmung der Rundheitsabweichungen des Tastelementes mit dem Dreikugeltest erfolgen.

Die Abbildung 13.4 zeigt eine Beispielmessung an einer Rubinkugel ($\emptyset 1 \text{ mm}$). Die Kugel wurde mit der Rubintastkugel des NPL-Tasters ($\emptyset 0,3 \text{ mm}$) gemessen. Die Messungen wurden mit *ScanOnCircle*-Befehlen in einem Kreisabstand von 1° und einem Messpunktabstand auf der Kreisbahn von 0,1° durchgeführt. Die Messung wurde 22° unterhalb des Äquators begonnen und mit einer Punktmessung am oberen Pol abgeschlossen. Die Scans wurden mit einer Geschwindigkeit von 100 µm/s durchgeführt. Entsprechend der gegebenen Federkonstante von 10 N/m wurde die Messkraft von 40 µN mit einer Standardabweichung von 0,6 µN konstant gehalten. Die Messungen können auf beliebig geformte Messobjekte erweitert werden. Hierfür stehen der NMM-1 verschiedenste Messbefehle zur Verfügung, die auch für komplexere Messaufgaben sehr flexibel kombiniert werden können.

Kapitel 14

Zusammenfassung

Der technische Fortschritt der Nanotechnologie fordert eine rapide Erhöhung der Messauflösung, Messbereiche und Messgenauigkeiten der 2¹/₂-D- und 3-D-Messgeräte für Oberflächen- und Koordinatenmessungen im Milli-, Mikro- und Nanometerbereich. Für diese Messaufgaben werden derzeit oft Koordinatenmessgeräte, Tastschnittgeräte und optische Mikroskope eingesetzt. Diese können in Bereichen von einigen Millimetern messen, erreichen aber bis auf wenige Ausnahmen nicht die zukünftig erforderlichen kleinen Messunsicherheiten. Die Rastersondenmikroskope erlauben Messungen mit Auflösungen im Subnanometerbereich besitzen aber nur Messbereiche von einigen Mikrometern. Die Zielstellung der Messtechnikentwicklung sind Geräte mit sehr großen Messbereichen von 5 mm bis 500 mm und gleichzeitig Messauflösungen im Subnanometerbereich. Diese sollen mit unterschiedlichen Tastsystemen ausgestattet verschiedenste Messaufgaben lösen. Neben der Erhöhung der Messgenauigkeit ist die Rückführbarkeit der Messung auf nationale und internationale Normale erforderlich.

In der Dissertationsschrift "Nanopositionier- und Nanomessmaschine" von 2002 wurde die Entwicklung einer Nanomessmaschine vorgestellt, die in einem Messvolumen von ca. $25 \,\mathrm{mm} \times 25 \,\mathrm{mm}$ $\times 5 \,\mathrm{mm}$ damals mit einer gesicherten Messauflösung von ca. 1,7 nm und einer Messwertquantisierung von 1,23 nm arbeitete [168]. Mit der Realisierung eines neuen Konzeptes zur Anordnung der Längenmesssysteme und des Antastsystems wurde der messtechnische Anspruch einer abbeoffsetfreien Längenmessung in allen drei Koordinatenachsen verwirklicht. Dies kann nur realisiert werden, wenn die Längenmesssysteme auf den Antastpunkt ausgerichtet sind und sich ihre Messachsen für jeden Messpunkt stets in diesem Punkt (Abbepunkt) schneiden. Dieses Prinzip wurde erstmals in der Nanopositionier- und Nanomessmaschine auf der Grundlage eines raumfesten Antastpunktes, auf den drei interferometrische Längenmesssysteme ausgerichtet sind, erreicht. Das Messobjekt wird für die Messung dreidimensional positioniert. Auf der Grundlage dieses Konzeptes und der verwendeten interferometrischen Längenmesstechnik wurden damals erste Ergebnisse erzielt, die das Potential dieses Geräts nur erahnen ließen. Die vorliegende Arbeit "Nanopositionier- und Nanomessmaschinen- Geräte für hochpräzise makro- bis nanoskalige Oberflächen- und Koordinatenmessungen" beschreibt die Grundlagen, den Aufbau, die Weiterentwicklung und messtechnische Anwendung dieses Geräts und die ersten Ergebnisse der Entwicklung einer neuen Nanopositionier- und Nanomessmaschine NPMM-200 mit stark vergrößertem Messbereich.

Ausgehend von der Darstellung zur Definition von Koordinatensystemen sowie von Oberflä-

chenmessungen (2¹/2-D) und Koordinatenmessungen (3-D) wird im Kapitel 2 der Stand der Technik für die Koordinatenmessung im Milli-, Mikro- und Nanometerbereich analysiert. Dafür werden die Geräteklassen der hochauflösenden Koordinatenmessgeräte, der Tastschnittgeräte und der optischen und rasternden Mikroskope betrachtet. Diese Geräte werden hinsichtlich des prinzipiellen Aufbaus, des Wirkprinzips, der Antastung und erreichbaren messtechnischen Parameter dargestellt sowie die Anforderungen an die Nanopositionier- und Nanomessmaschinen daraus abgeleitet. Anschließend werden Geräte vorgestellt, die zur Klasse der Nanopositionierund Nanomessmaschinen gezählt werden können oder zu dieser gehören.

Im nachfolgenden Kapitel 3 wird der prinzipielle Aufbau der Nanomessmaschine NMM-1, deren metrologisches Konzept unter Berücksichtigung des abbeschen Komparatorprinzips sowie die Wirkungsweisen als Nanopositioniermaschine und Nanomessmaschine dargestellt. Drei interferometrische Längenmesssysteme und ein Antastsystem sind an einer Rahmenkonstruktion aus Zerodur befestigt und bilden ein mechanisch stabiles und ausdehnungsarmes Bezugssystem. Die Längenmesssysteme sind für jeden Messpunkt stets auf den Antastpunkt ausgerichtet und erlauben eine abbeoffsetfreie Längenmessung. Das Messobjekt liegt auf einer Spiegelecke und wird zusammen mit dieser durch ein dreiachsiges Führungs- und Antriebssystem bewegt. Die Messstrahlen der drei Interferometer werden an den verspiegelten Außenflächen der Messspiegelecke reflektiert und ermöglichen eine Parallelmetrologie. Als Längennormal dient die Wellenlänge der rückgeführten frequenzstabilisierten He-Ne-Laser. Die mit höchster Präzision gefertigte Messspiegelecke dient als Gerätekoordinatensystem. An dem Zerodurrahmen sind zusätzlich zwei optische Winkelmesssysteme befestigt. Die Messsysteme erfassen die Position und die Winkellage der Spiegelecke und des Messobjekts. Die Abweichungen des Führungs- und Antriebssystems gehen wegen dieser Parallelmetrologie nicht in das Ergebnis der interferometrischen Längenmessung ein. Das Steuerungssystem der Nanomessmaschine regelt auf der Grundlage dieser Messwerte die Position und die Winkellage der Spiegelecke und gleicht somit die translatorischen und rotatorischen Führungsabweichungen aus.

Das Kapitel 4 widmet sich der Gerätebasis und dem Metrologierahmen. Zunächst werden verschiedene Werkstoffe unter dem Aspekt der thermischen Ausdehnung und der Steifigkeit zusammengefasst. Mechanische Spannungen und das daraus resultierende Kriechen des Materials des Metrologierahmens und der verschiedenen Tastsystembefestigungen können Messabweichungen verursachen. Anhand des Metrologierahmens der NMM-1 werden die Stabilität und die auftretenden Spannungen analysiert. Es konnte gezeigt werden, dass der Lastwechsel beim Einbau der Trägerplatte für das Tastsystem die größten Spannungsänderungen in den Zerodursäulen und der Trägerplatte und Messabweichungen hervorruft, während Messkräfte nur vernachlässigbare Deformationen des Metrologierahmens erzeugen.

Im Kapitel 5 wird der Stand der Technik bei den Antriebs- und Führungssystemen dargestellt. Von besonderer Bedeutung sind hierbei Systeme die Bewegungsbereiche von einigen Millimetern und gleichzeitig Positionierauflösungen im Nanometer- und Subnanometerbereich ermöglichen. Da für die Koordinatenmessung auch vertikale Positionierbewegungen erforderlich sind, stellt die Kompensation der Schwerkraft eine wichtige Voraussetzung zur Reduzierung des Wärmeeintrags der Aktoren für die Vertikalbewegung dar. Es werden verschiedene Lösungsansätze und das in der NMM-1 realisierte Kompensationssystem vorgestellt. Der Wärmeeintrag konnte mit diesem System signifikant reduziert werden.

Das nachfolgende Kapitel 6 widmet sich den interferometrischen Längenmesssystemen, die Voraussetzung für Längenmessungen mit Messbereichen von einigen Millimetern und gleichzeitiger Auflösung im Nanometer- und Subnanometerbereich sind. Weiterhin wird das polarisationsoptische Homodyninterferometer und dessen Modifikationen für die NMM-1 beschrieben. Die Weiterentwicklung der Demodulation der Interferenzsignale war Voraussetzung zur Erhöhung der Messauflösung und wird mit Bezug auf die begrenzenden Faktoren erörtert. Die Korrektur von periodischen Nichtlinearitäten und der Luftbrechzahl werden unter Beachtung des Stands der Technik dargestellt und sind wichtige Voraussetzung zur Reduzierung der Messunsicherheiten. Ausgehend von der Korrektur der Luftbrechzahl wird der Einfluss der Totstrecke auf die Messunsicherheit analysiert und die Notwendigkeit einer Referenzmarke zum Nullen des Interferometers begründet. Für den Einsatz in der NPMM-200 wird ein Referenzsensor auf der Basis einer konfokalen Anordnung vorgeschlagen.

Der Aufbau, die Funktionsweise, die Weiterentwicklung und Kalibrierung der in der NMM-1 eingesetzten Autokollimatoren werden zu Beginn des Kapitels 7 dargestellt. Die optionale Erweiterung des polarisationsoptischen Homodyninterferometers um eine Winkelmessung am rücklaufenden Messstrahl wird in Hinblick auf die Messeigenschaften analysiert. Die Darstellungen zur interferometrischen Winkelmessung mit einem Winkelinterferometer oder mehreren parallel messenden Interferometern und deren Eigenschaften schließen das Kapitel ab.

Die Umsetzung des Gerätekoordinatensystems kann durch die serielle Anordnung der Längenmesssysteme an den einzelnen Achsen des Antriebs- und Führungssystems oder durch eine Parallelmetrologie an der dreidimensional bewegten Plattform erfolgen. Geringste Abweichungen werden mit drei senkrecht zueinander stehenden Flächen einer Parallelmetrologie erzielt. Im Kapitel 8 werden die Messspiegelecke der Nanopositionier- und Nanomessmaschine deren Aufbau und Befestigung sowie Herstellungs- und Vermessungsverfahren dargestellt. Die Korrektur der Abweichungen der Referenzflächen ist für die Reduzierung der Messunsicherheiten von wesentlicher Bedeutung. Hierfür werden verschiedene Korrekturvarianten und deren Eigenschaften analysiert.

Das Kapitel 9 widmet sich den optischen und taktilen Tastsystemen sowie den Rasterkraftsensoren und Tunnelstromtastern, mit denen Messauflösungen im Nanometerbereich erzielt werden können. Dabei werden Entwicklungen des Institutes für Prozessmess- und Sensortechnik und der Stand der Technik dargestellt. Die Ausrichtung auf den Abbepunkt sowie die Kalibrierung der Tastsystemauslenkung werden analysiert, da sie eine wesentliche Voraussetzung für die Reduzierung der Messunsicherheiten sind. Weiterhin wird der Stand der Technik für die Kalibrierung der Messkraft und der Formabweichungen des Tastelementes dargestellt und verglichen.

Die Messwerterfassung und -verarbeitung der NMM-1 wird in Kapitel 10 vorgestellt. Wesentlicher Bestandteil ist das Versorgungs- und Auswertungsgerät in dem drei frequenzstabilisierte He-Ne-Laser, die Vorverarbeitungs- und Messwerterfassungselektronik der Längen-, Winkel-, Antast- und Umweltsensoren sowie ein digitaler Signalprozessor enthalten sind. Die Bedienung des Geräts und die Übertragung der Messdaten erfolgen über eine USB-Schnittstelle. Im Stillstand können von den Positionsreglern Regelabweichungen unter 1 nm erreicht werden. Die kleinsten Positionierschritte werden durch die gesicherte Messauflösung der Längenmesssysteme von 0,1 nm vorgegeben und wurden mit Messungen nachgewiesen. Entsprechend des gewünschten Messablaufs werden Positionierbewegungen durchgeführt und Messwerte in äquidistanten Abständen während der Bewegung gespeichert. Die Verarbeitung der Tastsystemsignale und die Messablaufsteuerung für 3-D-Messungen bzw. Koordinatenmessungen sind dabei Schwerpunkte der Darstellungen.

Im Kapitel 11 wird die Messumgebung der Nanopositionier- und Nanomessmaschine dargestellt. Wesentliche Aspekte sind die Schwingungs- und Schallisolation sowie die Temperierung und die Erfassung der Umweltmessdaten. Die kontinuierliche Messung von Lufttemperatur, -druck und -feuchte sind wesentliche Voraussetzung zur Berechnung der Messunsicherheiten für Messungen mit der Nanopositionier- und Nanomessmaschine. Zur Orientierung und Durchführung von Messungen wurde die Messanordnung um ein Beobachtungskamerasystem mit sehr geringem Verlustwärmeeintrag ergänzt.

Die wesentlich überarbeiteten Ansätze und Modelle der Messunsicherheitsanalyse des Kapitels 12 ermöglichen eine bessere Beschreibung von Kurzzeitmessungen, bei denen in der Praxis um ein bis zwei Größenordnungen bessere Messunsicherheitsangaben mit der statistischen Auswertung von Messreihen erreicht wurden. Die Messunsicherheit ist von der interferenzoptischen Längenmessung sowie den Abweichungen aller in der metrologischen Kette enthaltenen Komponenten (Messspiegelecke, Messobjekt, Referenzarm, Metrologierahmen und Tastsystem) abhängig.

Im Kapitel 13 werden die wesentlichen Messaufgaben der Nanopositionier- und Nanomessmaschinen dargestellt. Hierzu zählen die Kalibrierung, die Analyse und der Vergleich von Tastsystemen. Die Untersuchungen der Richtungsempfindlichkeit der Auslenkungssignale von 3-D-Mikrotastsystemen sowie 3-D-Messungen bzw. Koordinatenmessungen gewinnenden zunehmend an Bedeutung. Die Nanopositionier- und Nanomessmaschinen wurden bisher vorzugsweise für 2¹/2-D-Messungen bzw. Oberflächenmessungen von Stufenhöhen- und Gitterabstandsnormalen eingesetzt. Bei dem internationalen Ringvergleich "Nano5 - 2D Grating" wurden zweidimensionale Gitter von 12 metrologischen Staatsinstituten vermessen. Die PTB nahm an diesem Vergleich mit der NMM-1 und einem angebauten Rasterkraftsensor teil und zählte zu den sechs besten Teilnehmern [144]. Die NMM-1 erreichte als einziges der vielen Rasterkraftmikroskope äquivalente oder sogar bessere Werte als die optische Diffraktometrie.

Mit der Nanomessmaschine NMM-1 wurde ein Gerät einer neuen Generation von Messgeräten für die Milli-, Mikro- und Nanokoordinatenmessungen entwickelt, welches in einem Messvolumen von $25 \text{ mm} \times 25 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ mit einer gesicherten Messauflösung von ca. 0,1 nm und Messwertquantisierung von 0,02 nm arbeitet (vgl. Abbildung 14.1). Durch die dreidimensionale abbeoffsetfreie Längenmessung und das Referenzkoordinatensystem der Messspiegelecke konnten die Messunsicherheiten gegenüber anderen Gerätekonzepten entscheidend reduziert werden. Mit



Abbildung 14.1: Modifizierte Nanomessmaschine NMM-1 im Jahr 2009

dem Einsatz verschiedener Systeme zur Antastung der Messobjektoberflächen wurde bereits ein breites Anwendungsfeld erschlossen. In der Vergangenheit wurden bereits optische Tastsysteme, taktile 3-D-Mikrotaster, Rasterkraftsensoren und Tunnelstromtaster in der Nanomessmaschine erfolgreich eingesetzt. Die Maschinen sind weltweit in Forschungseinrichtungen und metrologischen Staatsinstituten erfolgreich im Einsatz. Auf der Grundlage des vorgestellten Geräts und der gesammelten Erfahrungen wird derzeit an der Konstruktion und dem Aufbau einer Nanopositionier- und Nanomessmaschine NPMM-200 (vgl. Abbildung 14.2) mit einem Messbereich von 200 mm $\times 200 \text{ mm} \times 25 \text{ mm}$ mit gleicher bzw. besserer Messauflösung gearbeitet.



Abbildung 14.2: Nanopositionier- und Nanomessmaschine NPMM-200

Anhang A

Werkstoffparameter

Werkstoff	a in 10^{-5}	b in $1/s$	$\varphi(t)$ in %
Molybdän-Maraging-Stahl [264]	4,8	0,1	$0,\!058$
Invar $36^{\widehat{\mathbb{R}}}$ (bzw. Aurodil 36) [264]	2,8	0,72	0,039
Silizium <111> [264]	3,4	0,016	$0,\!035$
Vitrokeramik [264]	104	0,02	$1,\!09$
Quarzglas [324]	-	-	0,1
Zerodur [®] [323]	-	-	0,7
ULE [®] [324]	-	-	< 0,1

Tabelle A.1: Parameter der Fehlerkurven und Abweichung nach t = 500 Stunden bzw. mehreren Wochen für verschiedene Werkstoffe (vgl. Gleichung (4.1) S. 31)

Werkstoffe	Dichte	Ausdehnungs-	Wärmeleit-	spez. Wär-	E-
	in	koeffizient	fähigkeit	mekapazität	Modul
	$\rm kg/dm^3$	in $10^{-6} \mathrm{m/K}$	in $W/m/K$	in $J/kg/K$	in GPa
Aluminium [225]	2,7	23,8	220	896	71
Aluminiumoxid [68]	3,92	8,2	30,0	880	370
Astrositall [®] [200]	2,46	0 ± 0.15	1,47	921	92
BK7 [346]	2,51	7,1	1,114	-	-
Clearceram [®] -Z [310]	2,55	$0 \pm 0,020,1$	1,51	-	90
Gabbro Impala [458]	2,9	57	3,0	845	6090
Hartmetall [67]	2,9	57	3,0	845	6090
Invar 36 [®] [59, 225]	8,05	1,3	11	514	141
Kupfer/Beryllium [151]	8,25	17	60120	-	120160
NEXCERA [®] [303]	2,36	0,02	3,49	760	120
Polymerbeton [458]	2,12,4	1220	1,32,0	9001100	3040
PYREX [®] [346, 225]	2,23	3,25	1,13	775	62,8
Quarzglas [346, 225]	2,2	0,48	1,36	729	75
Rubin [364]	3,99	5,4	36	755	430
S-LAH79 [311]	5,23	6,0	0,957	-	125,5
Saphir [364]	3,99	5,4	36	755	430
Siliziumnitrid [364]	3,2	3,3	40	750	320
Stahl [225]	7,7	10,0	45	420	210
Super Invar 32-5 [60]	8,14	0,63	-	-	145
ULE [®] [69]	2,21	0 ± 0.03	1,31	767	67,6
Zerodur [®] [2]	2,53	$0 \pm 0,020,1$	1,46	800	90,3

 Tabelle A.2: Mechanische und thermische Eigenschaften verschiedener Werkstoffe

Anhang B

Brechzahlberechnung

Berechnungsgleichung für die Luftbrechzahl der Firmware der NMM-1 bis November 2007 [149] (angepasste Edlén-Gleichung für $\lambda_{\rm vac} = 633 \,\rm nm$):

$$n(\vartheta, p, p_{\rm v}) = 2,8793 \cdot 10^{-9} \frac{p}{1+0,003671\vartheta} - 3,6 \cdot 10^{-10} p_{\rm v} + 1 \tag{B.1}$$

n	Brechzahl der Luft
θ	Luft temperatur in $^{\circ}\mathrm{C}$
p	Luftdruck in Pa
$p_{\rm v} = 1150$	Wasserdampfpartialdruck in Pa

Berechnungsgleichung für den Wasserdampfpartialdruck der Firmware der NMM-1 von Januar 2003 bis November 2007:

$$p_{\rm v}({\rm RH},\vartheta) = {\rm RH}(D_{\rm Mag} + (C_{\rm Mag} + (B_{\rm Mag} + A_{\rm Mag}\vartheta)\vartheta)\vartheta)$$
(B.2)

$A_{\rm Mag} = 0,00070413$	Koeffizient der Magnusformel
$B_{\rm Mag} = -0,0023182$	Koeffizient der Magnusformel
$C_{\rm Mag} = 0,6826815$	Koeffizient der Magnusformel
$D_{\text{Mag}} = 4,9741253$	Koeffizient der Magnusformel
RH=50	relative Luft feuchte in $\%$
θ	Luft temperatur in $^{\circ}\mathrm{C}$
$p_{ m v}$	Wasserdampfpartialdruck in Pa

Berechnungsgleichung für den Wasserdampfpartialdruck der Firmware der NMM-1 ab November 2007 [85, 30]:

$$p_{\rm v} = 0.01 \text{RH} p_{\rm sv} = 0.01 \text{RH} \exp\left(A_{\rm Dav}T^2 + B_{\rm Dav}T + C_{\rm Dav} + D_{\rm Dav}/T\right)$$
 (B.3)

 $\begin{array}{ll} A_{\mathrm{Dav}} = 1,2378847 \cdot 10^{-5} & \mathrm{Koeffizient} \ \mathrm{der} \ \mathrm{Davisformel} \\ B_{\mathrm{Dav}} = -1,9121316 \cdot 10^{-2} & \mathrm{Koeffizient} \ \mathrm{der} \ \mathrm{Davisformel} \\ C_{\mathrm{Dav}} = 33,93711047 & \mathrm{Koeffizient} \ \mathrm{der} \ \mathrm{Davisformel} \\ D_{\mathrm{Dav}} = -6,3431645 \cdot 10^3 & \mathrm{Koeffizient} \ \mathrm{der} \ \mathrm{Davisformel} \\ \mathrm{RH} & \mathrm{relative} \ \mathrm{Luftfeuchte} \ \mathrm{in} \ \% \end{array}$

ϑ	Luft temperatur in $^{\circ}\mathrm{C}$
T	Luft temperatur in K $(T=\vartheta+273,\!15{\rm K})$
$p_{ m v}$	Wasserdampfpartialdruck in Pa
$p_{\rm sv}$	Sättigungswasserdampfpartialdruck in Pa

Berechnungsgleichung für die Luftbrechzahl der Firmware der NMM-1 ab November 2007 [30] (angepasst für $\lambda_{vac} = 632,991234 \,\mathrm{nm}$):

$$(n(\vartheta, p) - 1) = \frac{c_1 p}{D_{\text{Boe}}} \frac{1 + (E_{\text{Boe}} - F_{\text{Boe}}\vartheta)p}{1 + G_{\text{Boe}}\vartheta}$$
(B.4)

$$(n(\vartheta, p, x) - 1) = (n(\vartheta, p) - 1)(1 + H_{\text{Boe}}(x - I_{\text{Boe}}))$$
(B.5)

$$n(\vartheta, p, p_{\mathbf{v}}, x) = n(\vartheta, p, x) - p_{\mathbf{v}}c_2 \tag{B.6}$$

$D_{\rm Boe} = 93214,6$	Koeffizient der Bönschgleichungen
$E_{\rm Boe} = 0,5953 \cdot 10^{-8}$	Koeffizient der Bönschgleichungen
$F_{\rm Boe} = 0,009876 \cdot 10^{-8}$	Koeffizient der Bönschgleichungen
$G_{\rm Boe} = 0,0036610$	Koeffizient der Bönschgleichungen
$H_{\rm Boe} = 0.5327 \cdot 10^{-6}$	Koeffizient der Bönschgleichungen
$I_{\rm Boe} = 400$	Koeffizient der Bönschgleichungen
$c_1 = 2,6822780908 \cdot 10^{-4}$	Substitutionskonstante für $\lambda=632,991234\mathrm{nm}$
$c_2 = 3,7061624213 \cdot 10^{-10}$	Substitutionskonstante für $\lambda=632,\!991234\mathrm{nm}$
n	Brechzahl der Luft
ϑ	Luft temperatur in $^{\circ}\mathrm{C}$
p	Luftdruck in Pa
$p_{ m v}$	Wasserdampfpartialdruck in Pa
x	CO_2 -Gehalt in ppm

Anhang C

Interferometrische Winkelmessung

Einfluss des unbekannten Anfangswinkels bzw. der Anfangswegdifferenz auf die interferometrische Winkelmessung mit Planspiegelreflektor (Tangenslineal) (vgl. Abschnitt 7.4 S. 83)

$$\alpha + \alpha_0 = \arctan\left(\frac{h + h_0}{a}\right) \tag{C.1}$$

$$\alpha = \arctan\left(\frac{h+h_0}{a}\right) - \arctan\left(\frac{h_0}{a}\right) \tag{C.2}$$

partielle Ableitung von α nach h_0

$$\frac{d\alpha}{dh_0} = \frac{1}{a + (h + h_0)^2/a} - \frac{1}{a + h_0^2/a}$$
(C.3)

$$u(\alpha) = \frac{d\alpha}{dh_0}u(h_0) = \left(\frac{1}{1 + (h + h_0)^2/a^2} - \frac{1}{1 + h_0^2/a^2}\right)\frac{u(h_0)}{a}$$
(C.4)

für den Arbeitspunkt $h_0=0$

$$u(\alpha) = \left(\frac{1}{1 + h^2/a^2} - 1\right) \frac{u(h_0)}{a}$$
(C.5)

wobei für kleine Winkel $h/a \approx \alpha$ und $u(h_0)/a \approx u(\alpha_0)$

$$u(\alpha) = \left(\frac{1}{1+\alpha^2} - 1\right)u(\alpha_0) \tag{C.6}$$

für den maximal zulässigen Kippwinkel von $\alpha=1\,'$

$$u(\alpha) = -8,461 \cdot 10^{-8} u(\alpha_0) \tag{C.7}$$

Einfluss des unbekannten Anfangswinkels bzw. der Anfangswegdifferenz auf die interferometrische Winkelmessung mit Tripelreflektoren (Sinuslineal) (vgl. Abschnitt 7.4 S. 83)

$$\alpha + \alpha_0 = \arcsin\left(\frac{h + h_0}{a}\right) \tag{C.8}$$

$$\alpha = \arcsin\left(\frac{h+h_0}{a}\right) - \arcsin\left(\frac{h_0}{a}\right) \tag{C.9}$$

partielle Ableitung von α nach h_0

$$\frac{d\alpha}{dh_0} = \frac{1}{\sqrt{a^2 - (h + h_0)^2}} - \frac{1}{\sqrt{a^2 - h_0^2}}$$
(C.10)

$$u(\alpha) = \frac{d\alpha}{dh_0}u(h_0) = \left(\frac{1}{\sqrt{1 - (h + h_0)^2/a^2}} - \frac{1}{\sqrt{1 - h_0^2/a^2}}\right)\frac{u(h_0)}{a}$$
(C.11)

für den Arbeitspunkt $h_0=0$

$$u(\alpha) = \left(\frac{1}{\sqrt{1 - h^2/a^2}} - 1\right) \frac{u(h_0)}{a}$$
(C.12)

wobei für kleine Winkel $h/a \approx \alpha$ und $u(h_0)/a \approx u(\alpha_0)$

$$u(\alpha) = \left(\frac{1}{\sqrt{1-\alpha^2}} - 1\right)u(\alpha_0) \tag{C.13}$$

für den Kippwinkel von $\alpha=1\,'$

$$u(\alpha) = 4,23 \cdot 10^{-8} u(\alpha_0) \tag{C.14}$$

Anhang D

Polynomkennlinien der Temperaturmessung

Widerstandskennlinie eines Pt 100 für den Temperaturbereich von 0°C bis 850°C nach [18] S. 598

$$R(\vartheta) = R_0(1 + A\vartheta + B\vartheta^2) \tag{D.1}$$

$A = 3,9083 \cdot 10^{-3}$	linearer Koeffizient
$B = -5,775 \cdot 10^{-7}$	quadratischer Koeffizient
ϑ	Temperatur in °C
R_0	Widerstandswert bei $0^{\circ}\!\mathrm{C}$ in Ohm
R(artheta)	temperaturabhängiger Widerstandswert in Ohm

Inverse Kennlinie eines Pt 100 für den Temperaturbereich von 0°C bis 850°C nach [18] S. 606

$$\vartheta(R) = a - \sqrt{b - c(R/R_0 - 1)}$$
(D.2)

$$a = -A/(2B)$$
Koeffizient

$$b = a^2 = (-A/(2B))^2$$
Koeffizient

$$c = -1/B$$
Koeffizient

$$\vartheta(R)$$
widerstandsabhängige Temperatur in °C

$$R_0$$
Widerstandswert bei 0°C in Ohm

$$R$$
Widerstandswert in Ohm

Quadratische Approximation der inversen Kennlinie eines Pt 100 nach [18] S. 607

$$\vartheta(R) = b_0 + b_1 R \frac{100 \,\Omega}{R_0} + b_2 R^2 \left(\frac{100 \,\Omega}{R_0}\right)^2 \tag{D.3}$$

$\vartheta(R)$	widerstandsabhängige Temperatur in $^{\circ}\mathrm{C}$
R_0	Widerstandswert bei $0^\circ\!\mathrm{C}$ in Ohm
R	Widerstandswert in Ohm

Approximationskoeffzienten für den Temperaturbereich von 0°C bis 178°C (maximale Abweichung der Approximation $-9\,{\rm mK})$

$b_0 = -245,283$	Koeffizient
$b_1 = 2,348635$	Koeffizient
$b_2 = 1,042042 \cdot 10^{-3}$	Koeffizient

Approximationskoeffzienten für den Temperaturbereich von 0°C bis 50°C (maximale Abweichung der Approximation $-0.3\,{\rm mK})$

$b_0 = -245,9495$	Koeffizient
$b_1 = 2,360519$	Koeffizient
$b_2 = 9,897898 \cdot 10^{-4}$	Koeffizient



Abbildung D.1:

Abweichung der Approximationen für 0°C bis 178°C und 0°C bis 50°C zur inversen Kennlinie der Pt 100 Anhang E

Korrekturdaten einer monolithischen Messspiegelecke der NMM-1



Abbildung E.1: Gemessene Korrekturfläche der x-Achse



Abbildung E.2: Differenz der Korrekturpolynomfunktion zur gemessenen x-Korrekturfläche



Abbildung E.3: Differenz der interpolierten Korrekturmatrix zur gemessenen x-Korrekturfläche



Abbildung E.4: Differenz der Korrekturpolynomfunktion zur gemessenen x-Korrekturfläche



 ${\bf Abbildung \ E.5:} \ {\rm Differenz \ der \ interpolierten \ Korrekturmatrix \ zur \ gemessenen \ x-Korrekturfläche}$



Abbildung E.6: Gemessene Korrekturfläche der y-Achse



Abbildung E.7: Differenz der Korrekturpolynomfunktion zur gemessenen y-Korrekturfläche


Abbildung E.8: Differenz der interpolierten Korrekturmatrix zur gemessenen y-Korrekturfläche



Abbildung E.9: Differenz der Korrekturpolynomfunktion zur gemessenen y-Korrekturfläche



Abbildung E.10: Differenz der interpolierten Korrekturmatrix zur gemessenen y-Korrekturfläche



Abbildung E.11: Gemessene Korrekturfläche der z-Achse



Abbildung E.12: Differenz der Korrekturpolynomfunktion zur gemessenen z-Korrekturfläche



Abbildung E.13: Differenz der interpolierten Korrekturmatrix zur gemessenen z-Korrekturfläche



Abbildung E.14: Differenz der Korrekturpolynomfunktion zur gemessenen z-Korrekturfläche



Abbildung E.15: Differenz der interpolierten Korrekturmatrix zur gemessenen z-Korrekturfläche

Anhang F

Dimensionierung des interferenzoptischen Messsystems für den 3-D-Mikrotaster

Ausgehend von der Gleichung (6.14) S. 54 kann die Amplitude des Wechselanteils für jedes Flächenelement auf den Fotoempfängern zur Interferenzauswertung mit der nachfolgenden Gleichung ermittelt werden.

$$\widehat{I}(x,y) = 2\sqrt{I_{\text{ref}}(x,y)I_{\text{mes}}(x,y)}$$
(F.1)

x, y Abstand des Flächenelements zur optischen Achse $I_{ref}(x,y), I_{mes}(x,y)$ ortsabhängige Intensität des Referenz- und Messstrahls

In die Gleichung (F.1) wird die Beschreibungsgleichung des Intensitätsprofils eines gaußschen Strahls mit kartesischen Koordinaten (x, y) eingesetzt [111].

$$\widehat{I}(x,y) = 2\sqrt{I_{\text{ref,max}} \exp\left(\frac{-2(x^2+y^2)}{w_{\text{ref}}^2}\right) I_{\text{mes,max}} \exp\left(\frac{-2((x-x_{\text{m}})^2+(y-y_{\text{m}})^2)}{w_{\text{mes}}^2}\right)} \quad (F.2)$$

 $x_{
m m}, y_{
m m}$ $I_{
m ref,max}, I_{
m mes,max}$ $w_{
m ref}, w_{
m mes}$ lateraler Abstand des Messstrahls zum Referenzstrahl maximale Intensität des Referenz- und Messstrahls Strahlradius des Referenz- und Messstrahls

Die Amplitude des Wechselanteils wird über die Kreisfläche der Auswerteblende integriert.

$$\widehat{I} = \int_{x=-r_{\rm ble}}^{r_{\rm ble}} \left[\int_{y=-\sqrt{r_{\rm ble}^2 - x^2}}^{\sqrt{r_{\rm ble}^2 - x^2}} \widehat{I}(x,y) \mathrm{d}y \right] \mathrm{d}x$$
(F.3)

 $r_{\rm ble}$

Radius der Auswerteblende

Mit der Lösung dieses Flächenintegrals kann die Intensitätsamplitude des Wechselanteils für unterschiedliche Abstände zwischen den Strahlschwerpunkten berechnet werden. Diese Werte können auf die Intensitätsamplitude für die senkrechte Messobjektfläche $x_{\rm m} = 0$ und $y_{\rm m} = 0$ normiert werden. In Abbildung F.1 sind die Interferenzkontrastverläufe für verschiedene Strahlradien w dargestellt.



Abbildung F.1:

Abhängigkeit der normierten Intensitätsamplitude \hat{I} (Interferenzkontrast) vom Strahlabstand $x_{\rm m}$ oder $y_{\rm m}$ für Strahlradien w von 0,25 mm bis 1,5 mm (0,25 mm Schritte)

Der gleichzeitig auf die Quadrantendiode fallende Messstrahl wird zur Ermittlung der Verkippung ausgewertet. Die Intensität I(x,y) des Gaußstrahls (vgl. Gleichungen (F.4)) wird jeweils über die einzelnen Empfängersegmente A, B, C und D integriert (vgl. Gleichungen (F.5), (F.6), (F.7) und (F.8)).

$$I(x,y) = I_{\text{mes,max}} \exp\left(\frac{-2((x-x_{\text{m}})^2 + (y-y_{\text{m}})^2)}{w_{\text{mes}}^2}\right)$$
(F.4)

$$x_{\rm m}, y_{\rm m}$$

lateraler Versatz des Messstrahls

 $I_{\rm mes,max}$

maximale Intensität des Messstrahls auf der Quadrantendiode Strahlradius des Messstrahls

 $w_{\rm mes}$

 $I_{\rm A} = \int_{x=-a/2-b}^{-a/2} \left[\int_{y=-a/2-b}^{-a/2} I(x,y) dy \right] dx$ (F.5)

$$I_{\rm B} = \int_{x=-a/2-b}^{-a/2} \left[\int_{y=a/2}^{a/2+b} I(x,y) dy \right] dx$$
(F.6)

$$I_{\rm C} = \int_{x=a/2}^{a/2+b} \left[\int_{y=a/2}^{a/2+b} I(x,y) \mathrm{d}y \right] \mathrm{d}x \tag{F.7}$$

$$I_{\rm D} = \int_{x=a/2}^{a/2+b} \left[\int_{y=-a/2-b}^{-a/2} I(x,y) dy \right] dx$$
(F.8)

ab Abstand zwischen den Empfängersegmenten (gap) Größe der quadratischen Empfängersegmente Die vier einzelnen Quadrantendiodensignale werden nach den beiden folgenden Gleichungen in normierte Signale für die x- und y-Achse umgerechnet.

$$S_{\rm x} = -((I_{\rm A} + I_{\rm B}) - (I_{\rm C} + I_{\rm D}))/(I_{\rm A} + I_{\rm B} + I_{\rm C} + I_{\rm D})$$
(F.9)

$$S_{\rm y} = -((I_{\rm A} + I_{\rm D}) - (I_{\rm C} + I_{\rm B}))/(I_{\rm A} + I_{\rm B} + I_{\rm C} + I_{\rm D})$$
(F.10)

Für die beiden nachfolgenden Grafiken wurden die Parameter der Quadrantendiode SPOT-4D zur Berechnung genutzt [316].





Abhängigkeit der normierten Positionssignale S_x oder S_y vom Strahlabstand x_m oder y_m für Strahlradien w von 0,25 mm bis 1,5 mm (0,25 mm Schritte)

Abbildung F.3:

Zusammenhang zwischen dem normierten Positionssignal S_x oder S_y und der normierten Intensitätsamplitude \hat{I} (Interferenzkontrast) für Strahlradien w von 0,25 mm bis 1,5 mm (0,25 mm Schritte)

Anhang G

Messbefehle

Trajektorie aller Bewegungen

In der Konfigurationsstruktur tTGData werden die Grenzwerte für den Ruck $r_{\text{max}} = \dot{a} = \ddot{v}$, die Beschleunigung $a_{\text{max}} = \dot{v}$ und Geschwindigkeit v_{max} jeweils als Triplett für die schnelle Positionierbewegung (GotoMotion), die Scanbewegung (ScanMotion), die Antastbewegung (ApproachMotion) und Rückfahrbewegung (RetractMotion) abgelegt. In Abhängigkeit vom Weg und den dynamischen Grenzwerten können die Abschnitte 2, 4 und 6 während der Bewegung entfallen.





Positionierbewegung

GoTo

Die Funktion führt eine geradlinige Bewegung zu einer Zielkoordinate von der derzeitigen Position aus. Die Endpunktkoordinaten können entweder als absolute Koordinaten oder relativ als Abstandsvektor angegeben werden.

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (mm_absolute oder mm_relative)

ex, ey, ez Endpunktkoordinaten \vec{E}_{xyz} (absolut) oder Abstandsvektor (relativ) in m speed Triplett für Trajektorie der Bewegung (ms_goto, ms_scan, ms_approach oder ms_retract)

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

Punktmessung

PtMeas

Die Funktion führt eine Punktmessung entsprechend der I++ DME Spezifikation aus [189]. Zunächst wird ein implizites GoTo von der gegenwärtigen Position A zur Position B mit den Bewegungsparametern tTGData.GotoMotion durchgeführt und im Gegensatz zur I++ DME Spezifikation dort gestoppt. Nachfolgend beginnt die Antastbewegung mit tTGData.ApproachMotion und dem maximalen Weg $s_{app}+s_{sea}$. Bei Kontakt stoppt die Bewegung und nach der angegebenen Zeitdauer kann eine Rückfahrbewegung mit tTGData.ApproachMotion und mit der Strecke s_{ret} zum Punkt C oder zum Ausgangspunkt B erfolgen. Der Modus der Messwertaufnahme und der Antastregelung wird über die Parameter *pmode* und *cmode* gesteuert. Wird kein Oberfläche gefunden, so stoppt die Bewegung nach der Strecke $s_{app} + s_{sea}$.



Abbildung G.2: Funktion *PtMeas*: (a) mit Angabe des Normalenvektors und (b) ohne Angabe des Normalenvektors

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

pmode Modus der Messwertaufnahme während der Messbewegung (tPtMeasMemoryMode)

cmode Modus der Antastregelung (tPtMeasControlMode)

sx, sy, sz erwartete Messpunktkoordinaten \vec{S}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m

si, sj, sk erwartete Normalenvektor \vec{S}_{ijk} der Messobjektfläche im Messpunkt (Sonderfall: fehlenden Angabe von \vec{S}_{ijk} die Ermittlung des Vektors erfolgt aus der Differenz der erwarteten Messpunktkoordinaten \vec{S}_{xyz} und der gegenwärtigen Position \vec{B}_{xyz})

 ${\sf approach}$ Strecke $s_{{\sf app}}$ der Antastbewegung vor den erwarteten Messpunktkoordinaten in m

- ${\it search}$ Strecke $s_{\rm sea}$ der Antastbewegung hinter den erwarteten Messpunktkoordinaten in m
- **retract** Strecke s_{ret} der Rückfahrbewegung nach abgeschlossener Messwertaufnahme in m (Sonderfälle: $s_{\text{ret}} = 0$ keine Bewegung und zusätzlich bei Antastregelung aktiv, $s_{\text{ret}} < 0$ Bewegung zur Position B)

thold Zeitdauer für Kontakt in Takten $(1 \text{ Takt} = 160 \, \mu \text{s})$

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

- mdata Matrix mit Messdaten
- n Anzahl der gespeicherten Messpunkte

Gesteuerter Scan

MoveOnLine

Die Funktion führt eine geradlinige Bewegung mit den Parametern tTGData.ScanMotion zu einer Endpunktkoordinate von der derzeitigen Position beginnend aus und erfasst gleichzeitig im Abstand s_{ste} während der Bewegung Messpunkte. Dabei wird keine Antastregelung (cm_stop) oder nur zum Ausweichen (cm_dodge) durchgeführt.



Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode) collisionmode Modus der Funktion gesteuerter Scan oder Ausweichscan (tCollisionMode) ex, ey, ez Endpunktkoordinaten \vec{E}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m si, sj, sk erwarteter Normalenvektor \vec{S}_{ijk} der Messobjektoberfläche im Startpunkt stepw Abstand s_{ste} der Messwertaufnahme in m

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitungmdata Matrix mit Messdatenn Anzahl der gespeicherten Messpunktenexp Anzahl der erwarteten Messpunkte

MoveOnCurve

Die Funktion führt mehrere geradlinige Bewegungen mit den Parametern tTGData.ScanMotion zu einer Abfolge von Endpunktkoordinaten beginnend von der derzeitigen Position aus und erfasst gleichzeitig im Abstand s_{ste} während der Bewegung Messpunkte. Dabei wird keine Antastregelung (cm_stop) oder nur zum Ausweichen (cm_dodge) durchgeführt.



Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

collisionmode Modus der Funktion gesteuerter Scan oder Ausweichscan (tCollisionMode)

 ${\sf stepw}$ Abstand $s_{\sf ste}$ der Messwertaufnahme in m

curvedata Abfolge von Endpunktkoordinaten $\vec{E}_{i,xyz}$ (absolut) oder -abstand (relativ) in m sowie von Normalenvektoren $\vec{S}_{i,ijk}$ der Messobjektfläche

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

- mdata Matrix mit Messdaten
- n Anzahl der gespeicherten Messpunkte

MoveOnCircle

Die Funktion führt eine kreisförmige Bewegung mit den Parametern tTGData.ScanMotion beginnend von der derzeitigen Position aus und erfasst gleichzeitig im Winkelabstand δ_{ste} während der Bewegung Messpunkte. Dabei wird keine (cm_stop) Antastregelung oder nur zum Ausweichen (cm_dodge) durchgeführt.



Abbildung G.5: Funktion *MoveOnCircle*

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

collisionmode Modus der Funktion gesteuerter Scan oder Ausweichscan (tCollisionMode)

cx, cy, cz Mittelpunktkoordinaten $\vec{C}_{\rm xyz}$ (absolut) oder -abstand (relativ) der Kreisfläche in m

ci, cj, ck Normalenvektor \vec{C}_{ijk} der Kreisfläche

delta gesamter Bewegungswinkel δ in °

stepw Winkelabstand $\delta_{\rm ste}$ der Messwertaufnahme in °

sfa Oberflächenwinkel $\alpha_{\rm sfa}$ im Startpunkt in °

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitungmdata Matrix mit Messdatenn Anzahl der gespeicherten Messpunktenexp Anzahl der erwarteten Messpunkte

MoveOnHelix

Die Funktion führt eine Bewegung auf einer Spirale mit den Parametern tTGData.ScanMotion beginnend von der derzeitigen Position aus und erfasst gleichzeitig im Winkelabstand δ_{ste} während der Bewegung Messpunkte. Dabei wird keine Antastregelung (cm_stop) oder nur zum Ausweichen (cm_dodge) durchgeführt.

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

collisionmode Modus der Funktion gesteuerter Scan oder Ausweichscan (tCollisionMode) cx, cy, cz Mittelpunktkoordinaten \vec{C}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) der Kreisfläche in m ci, cj, ck Normalenvektor \vec{C}_{ijk} der Kreisfläche delta gesamter Bewegungswinkel δ in °



Abbildung G.6: Funktion *MoveOnHelix*

stepw Winkelabstand δ_{ste} der Messwertaufnahme in ° sfa Oberflächenwinkel α_{sfa} im Startpunkt in ° pitch Steigung s_{pit} der Spirale pro Umdrehung in m

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

mdata Matrix mit Messdaten

 ${\sf n}$ Anzahl der gemessenen Messpunkte

nexp Anzahl der erwarteten Messpunkte

Geregelter Scan

ScanOnLine

Die Funktion führt nach der Antastung (vgl. PtMeas) eine geradlinige Bewegung mit den Bewegungsparametern tTGData.ScanMotion zu einer Endpunktkoordinate aus und erfasst gleichzeitig im Abstand $s_{\rm ste}$ während der Bewegung Messpunkte. Dabei erfolgt eine permanente Antastregelung in Richtung des Vektors $\vec{S}_{\rm ijk}$.



Abbildung G.7: Funktion ScanOnLine (1 Messobjektoberfläche und 2 Scanvektor $\vec{E}_{xyz} - \vec{S}_{xyz}$)

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

sx, sy, sz Startpunktkoordinaten \vec{S}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m

ex, ey, ez Endpunktkoordinaten \vec{E}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m

si, sj, sk erwarteter Normalenvektor \vec{S}_{ijk} der Messobjektfläche im Startpunkt

 ${\tt stepw}$ Abstand $s_{\rm ste}$ der Messwertaufnahme in m

approach Strecke s_{app} der Antastbewegung vor den erwarteten Startpunktkoordinaten in m

search Strecke s_{sea} der Antastbewegung hinter den erwarteten Startpunktkoordinaten in m

retract Strecke s_{ret} der Rückfahrbewegung nach dem Scan in m (Sonderfall: $s_{ret}=0$ keine Bewegung und Antastregelung bleibt aktiv)

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

mdata Matrix mit Messdaten

 ${\bf n}$ Anzahl der gespeicherten Messpunkte

nexp Anzahl der erwarteten Messpunkte

ScanOnCircle

Die Funktion führt nach der Antastung (vgl. PtMeas) eine kreisförmige Bewegung mit den Bewegungsparametern tTGData.ScanMotion aus und erfasst gleichzeitig im Winkelabstand δ_{ste} während der Bewegung Messpunkte. Dabei erfolgt eine permanente Antastregelung, wobei die Antastrichtung aus dem Oberflächenwinkel α_{sfa} im Startpunkt und dem momentanen Bewegungswinkel berechnet wird.



Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

sx, sy, sz Startpunktko
ordinaten $\vec{S}_{\rm xyz}$ (absolut) oder -abstand (relativ) in m

- cx, cy, cz Mittelpunktkoordinaten \vec{C}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) der Kreisfläche in m ci, cj, ck Normalenvektor \vec{C}_{ijk} der Kreisfläche
- **delta** gesamter Bewegungswinkel δ in °

stepw Winkelabstand δ_{ste} der Messwertaufnahme in °

sfa Oberflächenwinkel α_{sfa} im Startpunkt in °

- approach Strecke s_{app} der Antastbewegung vor den erwarteten Startpunktkoordinaten in m
- ${\bf search}$ Streck
e $s_{\rm sea}$ der Antastbewegung hinter den erwarteten Startpunktkoordinaten in m
- **retract** Strecke s_{ret} der Rückfahrbewegung nach dem Scan in m (Sonderfall: $s_{\text{ret}}=0$ keine Bewegung und Antastregelung bleibt aktiv)

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

- mdata Matrix mit Messdaten
- ${\boldsymbol{\mathsf{n}}}$ Anzahl der gespeicherten Messpunkte
- ${\sf nexp}$ Anzahl der erwarteten Messpunkte

ScanOnHelix

Die Funktion führt nach der Antastung (vgl. PtMeas) eine Bewegung auf einer Spirale mit den Bewegungsparametern tTGData.ScanMotion aus und erfasst gleichzeitig im Winkelabstand δ_{ste} während der Bewegung Messpunkte. Dabei erfolgt eine permanente Antastregelung, wobei die Antastrichtung aus dem Oberflächenwinkel α_{sfa} im Startpunkt und dem momentanen Bewegungswinkel berechnet wird.



Abbildung G.9: Funktion ScanOnHelix

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

sx, sy, sz Startpunktkoordinaten \vec{S}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m cx, cy, cz Mittelpunktkoordinaten \vec{C}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) der Kreisfläche in m ci, cj, ck Normalenvektor \vec{C}_{ijk} der Kreisfläche delta gesamter Bewegungswinkel δ in ° stepw Winkelabstand δ_{ste} der Messwertaufnahme in ° sfa Oberflächenwinkel α_{sfa} im Startpunkt in ° approach Strecke s_{app} der Antastbewegung vor den erwarteten Startpunktkoordinaten in m search Strecke s_{sea} der Antastbewegung hinter den erwarteten Startpunktkoordinaten in m retract Strecke s_{ret} der Rückfahrbewegung nach dem Scan in m (Sonderfall: $s_{ret}=0$ keine Bewegung und Antastregelung bleibt aktiv) pitch Steigung s_{pit} der Spirale pro Umdrehung in m

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitungmdata Matrix mit Messdatenn Anzahl der gespeicherten Messpunkte

nexp Anzahl der erwarteten Messpunkte

Freiformscan

Abbruchkriterien

Die Funktionen des Freiformscans benötigen spezielle Kriterien zur Beendigung der Messbewegung. Dies sind das Durchschreiten einer Ebene (...*EndIsPlane*), der minimale Abstand zum Kugelmittelpunkt (...*EndIsSphere*) oder zur Zylinderachse (...*EndIsCyl*) innerhalb einer Kugel bzw. eines Zylinders (vgl. Abbildung G.10). Dieses Ereignis kann auch mehrfach erforderlich sein, bevor die Messbewegung beendet wird.

Abbruchparameter für ... EndlsPlane:

px, py, pz Punktkoordinaten \vec{P}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) eines Ebenenpunktes in m pi, pj, pk Normalenvektor \vec{P}_{ijk} der Ebene

Abbruchparameter für ... EndlsSphere:

px, py, pz Koordinaten \vec{P}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) des Kugelmittelpunktes in m dia Kugeldurchmesser 2R in m



Abbildung G.10: Abbruchkriterien der Freiformscans: (a) ...EndIsPlane (Ebene), (b) ...EndIsSphere (Kugel) und (c) ...EndIsCyl (Zylinder) (1 letzter Messpunkt, 2 Messobjektoberfläche, 3 Ebene, 4 Kugel und 5 Zylinder)

Abbruchparameter für ... EndIsCyl:

px, py, pz Koordinaten $\vec{P}_{\rm xyz}$ (absolut) oder -abstand (relativ) der Mittelpunktes der Zylinder-kreisfläche in m

pi, pj, pk Normalenvektor \vec{P}_{ijk} der Zylinderkreisfläche

dia Zylinderdurchmesser 2R in m

Gemeinsamer Abbruchparameter:

 ${\sf nec}$ Anzahl der Abbruchereignisse bis zum Abbruch der Messungen

ScanInPlane...

Die Funktion führt nach der Antastung (vgl. PtMeas) einen Freiformscan in einer Ebene durch. Die Scanrichtung wird im Startpunkt S durch den Richtungspunkt D vorgegeben. Die Scanrichtung wird nachfolgend aus dem Messkraftvektor und der Scanebene ermittelt.



 \vec{N}_{ijk} Abbildung G.11:

Funktion ScanInPlaneEndIsPlane (1 Messobjektoberfläche, 2 Scanebene, 3 Abbruchebene und 4 letzter Messpunkt)

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

- sx, sy, sz Startpunktkoordinaten \vec{S}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m
- si, sj
, sk erwarteter Normalenvektor $\vec{S}_{\rm ijk}$ der Messobjektfläche im Startpunkt
- ni, nj, nk Normalenvektor \vec{N}_{ijk} der Scanebene
- dx, dy, dz Richtungspunktkoordinaten \vec{D}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m
- ${\sf stepw}$ Abstand $s_{\rm ste}$ der Messwertaufnahme in m
- approach Strecke $s_{\rm app}$ der Antastbewegung vor den erwarteten Startpunktkoordinaten in m
- search Strecke s_{sea} der Antastbewegung hinter den erwarteten Startpunktkoordinaten in m
- **retract** Strecke s_{ret} der Rückfahrbewegung nach dem Scan in m (Sonderfall: $s_{ret}=0$ keine Bewegung und Antastregelung bleibt aktiv)
- ... Parameter der Abbruchkriterien
- ei, ej, ek erwarteter Normalenvektor \vec{E}_{ijk} im letzten Messpunkt für Rückfahrbewegung (Sonderfall: $|\vec{E}_{ijk}|=0$ Kraftvektor wird als Richtungsvektor für die Rückfahrbewegung genutzt)

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

- mdata Matrix mit Messdaten
- ${\boldsymbol{\mathsf{n}}}$ Anzahl der gespeicherten Messpunkte

ScanInCyl...

Die Funktion führt nach der Antastung (vgl. *PtMeas*) einen Freiformscan in einer Zylindermantelfläche durch. Die Scanrichtung wird im Startpunkt S durch den Richtungspunkt D vorgegeben. Die Scanrichtung wird nachfolgend aus dem Messkraftvektor und der Zylinderfläche ermittelt.



Abbildung G.12:

Funktion *ScanInCylEndIsPlane* (1 Messobjektoberfläche, 2 Scan in Zylindermantelfläche, 3 Abbruchebene und 4 letzter Messpunkt)

Parameter:

mode Modus der Koordinatenangaben (tMoveMode)

- sx, sy, sz Startpunktkoordinaten \vec{S}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m
- si, sj, sk erwarteter Normalenvektor \vec{S}_{ijk} der Messobjektfläche im Startpunkt
- cx, cy, cz Mittelpunktkoordinaten \vec{C}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) der Kreisfläche in m

ci, cj, ck Normalenvektor \vec{C}_{ijk} der Kreisfläche

dx, dy, dz Richtungspunktkoordinaten \vec{D}_{xyz} (absolut) oder -abstand (relativ) in m

stepw Abstand $s_{\rm ste}$ der Messwertaufnahme in m

- approach Strecke s_{app} der Antastbewegung vor den erwarteten Startpunktkoordinaten in m
- ${\bf search}$ Streck
e $s_{\rm sea}$ der Antastbewegung hinter den erwarteten Startpunktkoordinaten in m
- **retract** Strecke s_{ret} der Rückfahrbewegung nach dem Scan in m (Sonderfall: $s_{ret}=0$ keine Bewegung und Antastregelung bleibt aktiv)
- ... Parameter der Abbruchkriterien
- ei, ej, ek erwarteter Normalenvektor \vec{E}_{ijk} im letzten Messpunkt für Rückfahrbewegung (Sonderfall: $|\vec{E}_{ijk}|=0$ Kraftvektor wird als Richtungsvektor für die Rückfahrbewegung genutzt)

Rückgabe:

err Fehlercode für Befehlsbearbeitung

- mdata Matrix mit Messdaten
- **n** Anzahl der gespeicherten Messpunkte

Literaturverzeichnis

- ABBE, Ernst: Meßapparate für Physiker. In: Zeitschrift für Instrumentenkunde 10 (1890), S. 446–448
- [2] Advanced Optics SCHOTT AG: ZERODUR[®] Glaskeramik Temperaturstabile Präzision und Qualität in Serie. 2004. – Datenblatt
- [3] Advanced Optics SCHOTT AG: TIE-37: Thermal expansion of ZERODUR[®]. August 2006. – Technische Information
- [4] Advanced Optics SCHOTT AG: TIE-38: Lightweighting of ZERODUR[®]. March 2008. Technische Information
- [5] AEROTECH LTD.: Linear Motors Application Guide
- [6] AGILENT TECHNOLOGIES: Optics and Laser Heads for Laser-Interferometer Positioning Systems 5964-6190E, 2000. www.agilent.com. - Product Overview
- [7] AGILENT TECHNOLOGIES: Agilent 34970A Data Acquisition/Switch Unit, June 2006. www. agilent.com. – User's Guide
- [8] AMTHOR, Arvid ; ZSCHÄCK, Stephan ; AMENT, Christoph: Adaptive Reibkraftkompensation zur modellbasierten Positionsregelung von Nanopositionier- und Nanomessmaschinen. In: Automatisierungstechnik 57 (2002), Nr. 2, S. 51–59
- [9] Analog Devices, Inc.: AD976/AD976A. Rev. B. 1998. Datenblatt
- [10] ANDERSON, Don ; DZATKO, Dave: Universal Serial Bus system architecture. 2nd ed. Mindshare, Inc., 2001
- [11] BACH, C.; KEFERSTEIN, C.: OSIS (Optical Sensor Interface Standard) A flexible software architecture for integrating optical sensors in coordinate measuring machines. In: VDI-Berichte Nr. 1860, VDI/VDE-Gesellschaft Meß- und Automatisierungstechnik, 2004, S. 173–180
- [12] BACH, Florian: Entwicklung, Aufbau und Untersuchung eines Messkopfes für die Rastertunnelmikroskopie mit der Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Diplomarbeit, Januar 2006
- BALZER, Felix G.: Aufbau und Untersuchung eines interferenzoptischen 3D-Tasters, TU Ilmenau, Diplomarbeit, Oktober 2008

- BARTZKE, Karlheinz: Der Nadelsensor Kraftmikroskopie mit Schwingquarz und Tastnadel, Technische Hochschule Aachen, Diss., 1994
- [15] BECKSTETTE, Klaus F.: Ultrapräzise Oberflächenbearbeitung am Beispiel von Lithografieoptiken. In: *Technisches Messen* 69 (2002), Nr. 12, S. 526–534
- [16] BEI SENSORS AND SYSTEMS COMPANY KIMCO MAGNETICS DIVISION: Voice Coil Actuators an Applications Guide. Edition 10M/3-95. San Marcos, CA 92069 USA, 2002
- [17] BERGMANN, Jürgen: Taktile Messung kleinster Formteile / Mitutoyo Messgeräte GmbH.
 2004. Forschungsbericht
- BERNHARD, Frank: Technische Temperaturmessung. 1. Auflage. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2004. – ISBN 3–540–62672–7
- BHUSHAN, Bharat (Hrsg.): Springer handbook of nanotechnology. 1. Edition. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2004. – ISBN 3–540–01218–4
- [20] BHUSHAN, Bharat ; WYANT, James C. ; MEILING, John: A new three-dimensional noncontact digital optical profiler. In: Wear 122 (1988), Nr. 4, S. 301–312
- [21] BIMBERG, Dieter ; TROPEA, C. ; TIZIANI, H. J. ; STEINBICHLER, H. ; ENGELSBERGER,
 J. ; BEECK, M.-A.: Meβtechniken mit Lasern. 1. Auflage. expert-Verlag, 1993. ISBN 3–816–90777–6
- [22] BINNIG, G.; QUATE, C. F.: Atomic Force Microscope. In: Physical Review Letters 56 (1986), 3. March, Nr. 9, S. 930–934
- [23] BINNIG, G.; ROHRER, H.; GERBER, Ch.; WEIBEL, E.: Surface Studies by Scanning Tunneling Microscopy. In: *Physical Review Letters* 49 (1982), July, Nr. 1, S. 57–61
- [24] BINNIG, G.; ROHRER, H.; GERBER, Ch.; WEIBEL, E.: Tunneling through a controllable vacuum gap. In: Applied Physics Letters 40 (1982), Nr. 2, S. 178–180
- [25] BIRCH, K. P.: Optical Fringe Subdivision with Nanometric Accuracy. In: Prec. Eng. 12 (1990), October, Nr. 4, S. 195–198
- [26] BIRCH, K. P.; DOWNS, M. J.: The results of a comparison between calculated and measured values of the refractive index of air. In: *Journal Phys. E. Sci. Instrum.* (1988), Nr. 21, S. 694–695
- [27] BIRCH, K. P.; DOWNS, M. J.: An Updated Edlén Equation for the Refractive Index of Air. In: *Metrologia* (1993), Nr. 30, S. 155–162
- [28] BIRCH, K. P.; DOWNS, M. J.: Correction to the Updated Edlén Equation for the Refractive Index of Air. In: *Metrologia* (1994), Nr. 31, S. 315–316

- [29] BIRCH, K. P.; REINBOTH, F.; WARD, R. E.; WILKENING, G.: The Effect of Variations in the Refractive Index of Industrial Air upon the Uncertainty of Precision Length Measurement. In: *Metrologia* (1993), Nr. 30, S. 7–14
- [30] BÖNSCH, G. ; POTULSKI, E.: Measurement of the refractive index of air and comparison with modified Edlén's formulae. In: *Metrologia* (1998), Nr. 35, S. 133–139
- [31] BOS, E. J. C.; DESBRESSINE, F. L. M.; DIETZEL, A. M.: Characterization of measurement effects in an MST based nano probe. In: Proc of the 5th euspen International Conference. Montpellier, France, May 2005, S. 349–352
- [32] BOS, E. J. C.; DESBRESSINE, F. L. M.; HAITJEMA, H.: High-Accuracy CMM Metrology for Micro Systems. In: *IMEKO*, 2004
- [33] Bos, Edwin: Nanometre level uncertainty with the Gannen XP. In: *Mikroniek* (2008), Nr. 3, S. 28–32
- [34] BRAND, Uwe ; BÜTTGENBACH, Stephanus: Taktile dimensionelle Messtechnik für Komponenten der Mikrosystemtechnik. In: *Technisches Messen* 69 (2002), Nr. 12, S. 542–549
- [35] BRAND, Uwe ; KIRCHHOFF, Jürgen: 3D-Mikromesseinrichtung (3D-MME). www.ptb.de/ de/org/5/51/511/seite_2d.htm. - Online Ressource
- [36] BRAND, Uwe ; KIRCHHOFF, Jürgen: A micro-CMM with metrology frame for low uncertainty measurements. In: *Meas. Sci. Technol.* (2005), November, Nr. 16, S. 2489–2497
- [37] BREITMEIER, Ulrich: Oberflächen vielseitig betrachtet. In: Mess- und Prüftechnik 45 (2000), Nr. 9, S. 1148–1153
- [38] BROCK, Neal ; HAYES, John ; KIMBROUGH, Brad ; MILLERD, James ; NORTH-MORRIS, Michael ; NOVAK, Matt ; WYANT, James C.: Dynamic Interferometry. In: Proc of SPIE Novel Optical Systems Design and Optimization VIII Bd. 5875. Bellingham, Wash. : SPIE, 2005, S. 14–22
- [39] BRODMANN, Rainer ; KAGERER, Bernd ; GILBERT, Franz ; GRIGAT, Marcus: Qualitätssicherung der Mikrogeometrie in der Verbindungstechnik. In: Test Kompendium (2003), S. 127–129
- [40] BÜCHNER, H. ; JÄGER, G.: Interferometrisches Meßverfahren zur berührungslosen und quasi punktförmigen Antastung von Meßoberflächen. In: *Technisches Messen* 59 (1992), Februar, Nr. 2, S. 43–47
- [41] BÜCHNER, H. ; JÄGER, G. ; GERHARDT, U. ; HASCHE, K.: Entwicklung eines 3Dlaserinterferometrischen Nanomeßsystems für den Abbe-fehlerfreien Einbau in Rasterkraftmikroskope. In: *Technisches Messen* 66 (1999), Dezember, Nr. 12, S. 504–510

- [42] BÜCHNER, H.-J.; JÄGER, G.: A novel plane mirror interferometer without using corner cube reflectors. In: Meas. Sci. Technol. (2006), Nr. 17, S. 746–752
- [43] BUICE, Eric S. ; OTTEN, D. ; YANG, Hua ; SMITH, Stuart T. ; HOCKEN, Robert J. ; TRUMPER, D. L. ; SEUGLING, Richard M.: Control of a 2 DOF long-range and 6 DOF shortrange stages for nanometer positioning. In: *Procs ASPE 2006 Annual Meeting* American Society for Prec. Eng., 2006
- [44] BUICE, Eric S.; SMITH, Stuart T.: Uncertainties in measuring machines and their relation to metrology frame configuration. In: *Proc of the 6th euspen International Conference* Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 500–503
- [45] BUICE, Eric S.; YANG, Hua; SMITH, Stuart T.; HOCKEN, Robert J.; SEUGLING, Richard M.: Evaluation of a novel UHMWPE bearing for applications in precision slideways. In: Prec. Eng. (2006), Nr. 30, S. 185–191
- [46] BUICE, Eric S. ; YANG, Hua ; SMITH, Stuart T. ; HOCKEN, Robert J. ; SEUGLING, Richard M. ; TRUMPER, D. L. ; OTTEN, D.: Early testing of a coarse/fine precision motion control system. In: *Procs ASPE 2005 Annual Meeting* American Society for Prec. Eng., 2005
- [47] BURLEIGH INSTRUMENTS, INC.: Micropositioning Systems. Fishers, NY 14453-0755 USA, 1989. – Katalog
- [48] Burr Brown: ADS822/ADS825 10-Bit, 40MHz Sampling Analog-to-Digital Converters. July 2000. – Datenblatt
- [49] Burr Brown: ADS5271 8-Channel, 12-Bit, 50MSPS Analog-to-Digital Converter with Serial LVDS Interface. September 2005. – Datenblatt
- [50] BÜTTGENBACH, S. ; BRAND, U. ; BÜTEFISCH, S. ; HERBST, Ch. ; KRAH, T. ; PHATA-RALAOHA, A. ; TUTSCH, R.: Taktile Sensoren für die Mikromesstechnik. In: VDI-Berichte Nr. 1950, VDI/VDE-Gesellschaft Meß- und Automatisierungstechnik, 2006, S. 109–118
- [51] CACACE, L.A.; AMSTEL, W.D. van; HENSELMANS, R.; MAN, H. de; ROSIELLE, P.C.J.N.: Development of a new differential confocal optical probe with nanometer accuracy at large acceptance angles for measurement of free-form aspherics. In: *Proc. of Euspen Annual meeting.* Bremen, Germany, 2007, S. 168–171
- [52] CAMPOS PORATH, M. de ; SEITZ, K.: Untersuchungen zum Genauigkeitsnachweis an einem Koordinatenmessgerät für mikromechanische Bauteile. In: VDI-Berichte Nr. 1950, VDI/VDE-Gesellschaft Meß- und Automatisierungstechnik, 2006, S. 77–85
- [53] Carl Mahr Holding GmbH: Lasersensor LS1 / LS 10 OEM Version. Berührungslose fertigungsnahe Abstandsmessungen. www.mahr.de. – Online Ressource

- [54] Carl Mahr Holding GmbH: MarSurf LD 120. Zwei in Einem Hochgenaues Konturen- und Rauheitsmesssystem. www.mahr.de. – Online Ressource
- [55] Carl Mahr Holding GmbH: MarSurf WS 1. www.mahr.de. Online Ressource
- [56] Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH: F25 Messen im Nanometerbereich. 2006. Datenblatt
- [57] Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH: F25 Messen im Nanometerbereich Sensorik.
 www.zeiss.de. Version: 2006. Online Ressource
- [58] Carpenter Technology Corporation: Invar Alloy There's Profit to be Made in Machining this Popular, High Tech Material. www.cartech.com. Version: April 1998. – Online Ressource
- [59] Carpenter Technology Corporation: Carpenter Invar 36[®] Alloy. www.cartech.com.
 Version: 15. March 2004. Online Ressource
- [60] Carpenter Technology Corporation: Carpenter Super Invar 32-5. www.cartech.com.
 Version: 15. March 2004. Online Ressource
- [61] Carpenter Technology Corporation: After 100 Years, The Uses for Invar Continue to Multiply. www.cartech.com. Version: January 2007. – Online Ressource
- [62] CHANG, Shuo H.; TSENG, Chung K.; CHIEN, Hon C.: An Ultra-Precision XYΘ_z Piezo-Micropositionier Part I: Design and Analysis. In: *IEEE Transactions on Ultrasonics, fer*roelectrics, and frequency control 46 (1999), July, Nr. 4, S. 897–905
- [63] CHEN, Liang-Chia: Automatic 3D surface reconstruction and sphericity measurement of micro spherical balls of miniaturized coordinate measuring probes. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 1748–1755
- [64] CHU, Chih-Liang ; CHIU, Chen-Yu: Development of a low-cost nanoscale touch trigger probe based on two commercial DVD-pick-up heads. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 1831–1842
- [65] CHU, Chih-Liang ; FAN, Sheng-Hao: A novel long-travel piezoelectric-driven linear nanopositioning stage. In: Prec. Eng. (2006), Nr. 30, S. 85–95
- [66] CIDDOR, Philip E.: Refractive index of air: new equations for the visible and near infrared.
 In: Applied optics 35 (1996), March, Nr. 9, S. 1566–1573
- [67] CONATEX Präzision W. Bickelmann GmbH: Werkstoffübersicht Tasterschaft Vollmaterial oder Rohr. 2007. – Datenblatt
- [68] CoorsTek Inc.: Ceramic Properties Standard. November 2008. Datenblatt

- [69] Corning Advanced Optics: ULE[®] Corning Code 7972 Ultra Low Expansion Glass. 334
 County Rt. 16 Canton, New York 13617, August 2006. Datenblatt
- [70] COSIJNS, S. J. A. G. ; HAITJEMA, H. ; SCHELLEKENS, P. H. J.: Modeling and verifying non-linearities in heterodyne displacement interferometry. In: *Prec. Eng.* (2002), Nr. 26, S. 448–455
- [71] COSIJNS, Suzanne Johanna Antonetta G.: Displacement laser interferometry with subnanometer uncertainty, Technical University Eindhoven, Diss., 11. October 2004
- [72] CREATH, Katherine: Phase-Measurement Interferometry Techniques. In: Progress in Optics Vol. XXVI Bd. XXVI, Elsevier Science, 1988, S. 349–393
- [73] CREATH, Katherine ; CHENG, Yeou-Yen ; WYANT, James C.: Contouring aspheric surfaces using two-wavelength phase-shifting interferometry. In: OPTICA ACTA 32 (1985), Nr. 12, S. 1455–1464
- [74] DAHLEN, G.; OSBORN, M.; OKULAN, N.; FOREMAN, W.; CHAND, A.: Tip Characterization and Surface Reconstruction of Complex Structures with Critical Dimension Atomic Force Microscopy. – Application Note
- [75] DAI, Gaoliang ; BÜTEFISCH, Sebastian ; POHLENZ, Frank ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich ; KOENDERS, Ludger: Rastersondenmetrologie: Vom metrologischen Rasterkraftmikroskop zum Mikro- und Nanokoordinatenmessgerät. In: *Technisches Messen* 76 (2009), Nr. 2, S. 43–53
- [76] DAI, Gaoliang ; KOENDERS, Ludger ; POHLENZ, Frank ; DZIOMBA, Thorsten ; DANZE-BRINK, Hans-Ulrich: Accurate and traceable calibration of one-dimensional gratings. In: *Meas. Sci. Technol.* (2005), Nr. 16, S. 1241 – 1249
- [77] DAI, Gaoliang ; POHLENZ, Frank ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich: Die Ankopplung verschiedenartiger Detektionssysteme f
 ür dimensionelle Messungen im Mikro- und Nanometerbereich an die Nanomessmaschine. In: *Technisches Messen* 73 (2006), September, Nr. 9, S. 472–484
- [78] DAI, Gaoliang ; POHLENZ, Frank ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich ; HASCHE, Klaus ; WIL-KENING, Guenter: Improving the performance of interferometers in metrological scanning probe microscopes. In: *Meas. Sci. Technol.* (2004), Nr. 15, S. 444–450
- [79] DAI, Gaoliang ; POHLENZ, Frank ; DZIOMBA, Thorsten ; XU, Min ; DIENER, Alexander ; KOENDERS, Ludger ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich: Accurate and traceable calibration of two-dimensional gratings. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 415–421
- [80] DAI, Gaoliang ; POHLENZ, Frank ; XU, Min ; KOENDERS, Ludger ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich ; WILKENING, Günter: Accurate and traceable measurement of nano- and microstructures. In: *Meas. Sci. Technol.* (2006), Nr. 17, S. 545–552

- [81] DAI, Gaoliang ; WOLFF, Helmut ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich: A detailed analysis of the optical beam deflection technique for use in atomic force microscopy. In: Applied Physics Letters 91 (2007), S. 121912–1 – 121912–3
- [82] DAI, Gaoliang ; WOLFF, Helmut ; POHLENZ, Frank ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich ; WILKE-NING, Günter: A novel probe module for true 3D measurements of micro- and nanoscale structures. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 504–507
- [83] DAI, Gaoliang ; WOLFF, Helmut ; WEIMANN, Thomas ; XU, Min ; POHLENZ, Frank ; DANZEBRINK, Hans-Ulrich: Nanoscale surface measurements at sidewalls of nano- and micro-structures. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 334–341
- [84] DAMBON, Martin: Entwurf, Aufbau und Untersuchung des Antastsystems eines Rasterkraftmikroskops, TU Ilmenau, Studienarbeit, Oktober 2001
- [85] DAVIS, R. S.: Equation for the Determination of the Density of Moist Air (1981/91). In: Metrologia 29 (1992), S. 67–70
- [86] DECK, Leslie; GROOT, Peter de: High-speed noncontact profiler based on scanning whitelight interferometry. In: Applied optics 33 (1994), November, Nr. 31, S. 7334–7338
- [87] DECK, Leslie L.; SOOBITSKY, James A.: Phase-shifting via wavelength tuning in very large aperture interferometers. In: Proc of SPIE: Optical Manufacturing and Testing III Bd. 3782. Denver, Colorado, July 1999
- [88] DEPIEREUX, Frank; KÖNIG, Niels; PFEIFER, Tilo; SCHMITT, Robert: Fiber-Based White-Light Interferometer With Improved Sensor Tip and Stepped Mirror. In: *IEEE Transacti*ons on Instrumentation and Measurement 56 (2007), December, Nr. 6, S. 2279–2283
- [89] DEPIEREUX, Frank ; LEHMANN, Peter ; PFEIFER, Tilo ; SCHMITT, Robert: Fiber-optical sensor with miniaturized probe head and nanometer accuracy based on spatially modulated low-coherence interferogram analysis. In: Applied optics 46 (2007), June, Nr. 17, S. 3425– 3431
- [90] Dittrich Elektronik GmbH: MF420-IR- CO_2 . Datenblatt
- [91] DIXSON, Ronald ; GUERRY, Angela ; BENNETT, Marylyn ; VORBURGER, Theodore ; BUN-DAY, Ben: Implementation of a Reference Measurement System using CD-AFM. In: Proc of SPIE: Metrology, Inspection, and Process Control for Microlithography XVII Bd. 5038, 2003
- [92] DIXSON, Ronald ; GUERRY, Angela ; BENNETT, Marylyn ; VORBURGER, Theodore ; POS-TEK, Michael: Toward Traceability for At Line AFM Dimensional Metrology. In: Proc of SPIE: Metrology, Inspection, and Process Control for Microlithography XVI Bd. 4689, 2002

- [93] DOBOSZ, Marek ; WOŹNIAK, Adam: CMM touch trigger probes testing using a reference axis. In: Prec. Eng. (2005), Nr. 29, S. 281–289
- [94] DOEL, Lennert R. d.; VLIET, Lucas J.: Temporal phase-unwrapping algorithm for dynamic interference pattern analysis in interference-contrast microscopy. In: Applied optics 40 (2001), September, Nr. 25, S. 4487–4500
- [95] DONKER, Rilpho ; WIDDERSHOVEN, Ivo ; SPAAN, Henny: Realization of Isara 400: a large measurement volume ultra-precision CMM. In: Asian Symposium for Precision Engineering and Nanotechnology 2009, 2009
- [96] DONTSOV, Denys: Homodyninterferometer zur berührungslosen Schwingungsanalyse, TU Ilmenau, Diss., Mai 2003
- [97] DOROZHOVETS, Nataliya ; HAUSOTTE, Tino ; HOFMANN, Norbert ; MANSKE, Eberhardt ; JÄGER, Gerd: Development of the interferometrical scanning probe microscope. In: Proc of the 6th euspen International Conference, 2006
- [98] DOROZHOVETS, Nataliya ; HAUSOTTE, Tino ; HOFMANN, Norbert ; MANSKE, Eberhardt ; JÄGER, Gerd: Metrological long-range scanning probe microscope. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 2. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 421–424
- [99] DOROZHOVETS, Nataliya ; HAUSOTTE, Tino ; JÄGER, Gerd ; MANSKE, Eberhardt: Application of the metrological scanning probe microscope for high-precision, long-range, traceable measurements. In: Proc of the SPIE Optical Measurement Systems for Industrial Inspection V Bd. 6616, 2007, S. 661624
- [100] DOROZHOVETS, Nataliya ; HAUSOTTE, Tino ; MANSKE, Eberhardt ; JÄGER, Gerd: Metrologisches Rasterkraftmikroskop. In: 50. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, TU Ilmenau, 19. - 23. September 2005
- [101] DOWNS, M. J.; RAINE, K. W.: An unmodulated bi-directional fringe-counting interferometer system for measuring displacement. In: *Prec. Eng.* (1979), Nr. 1, S. 85–88
- [102] Dr. Johannes Heidenhain GmbH: Offene Längenmessgeräte. Mai 2007. Katalog
- [103] Druck: RPT Series Resonant Pressure Transducers. January 1996. Datenblatt
- [104] Druck: PDCR 4000 Series High Performance Millivolt Output Pressure Transducers. April 1999. – Datenblatt
- [105] D.SignT: D.Module. C6713 User's Guide. 2004. Datenblatt
- [106] DUBOIS, Arnaud ; SELB, Juliette ; VABRE, Laurent ; BOCCARA, Albert-Claude: Phase measurements with wide-aperture interferometers. In: Applied optics 39 (2000), May, Nr. 14, S. 2326–2331

- [107] DUNKEL, Andreas: Untersuchung und Optimierung der messtechnischen Eigenschaften eines 3D-Mikrotasters, TU Ilmenau, Diplomarbeit, 29. April 2008
- [108] DZIOMBA, Thorsten ; KOENDERS, Ludger ; WILKENING, Günter ; FLEMMING, Marcel ; DUPARRÉ, Angela: Entwicklung einer Kalibrierrichtlinie für Rastersondenmikroskope. In: *Technisches Messen* 72 (2005), Mai, Nr. 5, S. 295–307
- [109] EDLÉN, Bengt: The Refractive Index of Air. In: Metrologia 2 (1966), Nr. 2, S. 71–80
- [110] EHRMANN, Klaus ; HO, Arthur ; SCHINDHELM, Klaus: A 3D optical profilometer using a compact disc reading head. In: *Meas. Sci. Technol.* (1998), Nr. 8, S. 1259–1265
- [111] EICHLER, Jürgen ; EICHLER, Hans-Joachim: Laser Grundlagen, Systeme, Anwendungen.
 Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1990. ISBN 3–540–41917–9
- [112] Elliptec Resonant Actuator AG: X15G Datasheet. April 2008. Datenblatt
- [113] ENAMI, K. ; HIRAKI, M. ; TAKAMASU, K.: Nano-probe using optical sensing. In: IMEKO-XVI World Congress, 2000, S. 345–348
- [114] ENAMI, K. ; KUO, C-C. ; NOGAMI, T. ; HIRAKI, M. ; TAKAMASU, K. ; OZONO, S.: Development of nano-Probe System using optical sensing. In: *IMEKO-XV World Congress*, 1999, S. 189–192
- [115] EOM, T. B.; KIM, J. Y.; CHOI, H. S.; LEE, S. K.: Long Range Stage for the Metrological Atomic Force Microscope. In: *The Sixeenth Annual Meeting*. Crystal City Arlington Virginia, 10.-15. November 2001, S. 156–159
- [116] EOM, Tae B.; CHOI, Tae Y.: Single frequency laser interferometer with subnanometer accuracy. In: Proc of the 2nd euspen International Conference European Society for Prec. Eng. and Nanotechnology, 2001, S. 270–273
- [117] EOM, Tae B.; KIM, Jong A.; KANG, Chu-Shik; PARK, Byong C.; KIM, Jae W.: A simple phase-encoding electronics for reducing the nonlinearity error of a heterodyne interferometer. In: *Meas. Sci. Technol.* (2008), Nr. 19
- [118] EPFL: 3D touch probe with nanometric resolution based on the Delta parallel kinematics.
 lsro.epfl.ch/page62452.html. Version: 2008. Online Ressource
- [119] ERNST, Alfons: Digitale Längen- und Winkelmesstechnik. 4. Auflage. Verlag Moderne Industrie, 2001. – ISBN 3–478–93264–5
- [120] EVES, Brian J.: Design of a large measurement-volume metrological atomic force microscope (AFM). In: *Meas. Sci. Technol.* (2009), Nr. 20, S. 084003 (5pp)
- [121] Fabreeka: Fabreeka[®] Precision-Aire[™] PAL Pneumatic Isolators. www.fabreeka.com/ products/pal_isolators.htm. - Online Ressource

- [122] FAN, K. C. ; FEI, Y. T. ; YU, X. F. ; CHEN, Y. J. ; WANG, W. L. ; CHEN, F. ; LIU, Y. S.: Development of a low-cost micro-CMM for 3D micro/nano measurements. In: *Meas. Sci. Technol.* (2006), Nr. 17, S. 524–532
- [123] FAN, Kuang-Chao ; FEI, Yetai ; YU, Xiaofen: Development of a Micro-CMM. In: Proc of the International Manufacturing Leaders Forum on "Global Competitive Manufacturing". Adelaide, Australia, February/March 2005
- [124] FANARA, Carlo ; SHORE, Paul ; NICHOLLS, John R. ; LYFORD, Nicholas ; KELLEY, Jude ; CARR, Jeff ; SOMMER, Phil: A new Reactive Atom Plasma Technology (RAPT) for precision machining: the etching of ULE[®] surfaces. In: Advanced Engineering Materials 8 (2006), Nr. 10, S. 933–939
- [125] FESTOZO, Bruno B.: Entwicklung eines Kalibrierinterferometers für die Nanopositionierund Nanomessmaschine (NMM), TU Ilmenau, Studienarbeit, 2004
- [126] FESTOZO, Bruno B.: Vermessung der Spiegeloberfläche der Nanopositionier- und Nanomessmaschine (NMM) mit dem Kalibrierinterferometer, TU Ilmenau, Projektarbeit, 2005
- [127] FÖRSTER, Henrik: Entwicklung und Realisierung eines modularen Hard- und Softwarekonzeptes zur Erfassung von Umweltparametern für den vorzugsweisen Einsatz in interferenzoptischen Messsystemen, TU Ilmenau, Diplomarbeit, 7. Juni 2004
- [128] FRANCK, Jana: Untersuchungen zu Nichtlinearitäten der Nanopositionier- und Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Studienarbeit, 15. März 2006
- [129] FRANCK, Jana: Untersuchungen zum Rauschverhalten der Nanopositionier- und Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Projektarbeit, 20. Dezember 2006
- [130] FRANCK, Jana: Einfluss von Luftfluktuationen auf die interferometerische Messung, TU Ilmenau, Diplomarbeit, September 2007
- [131] FRANK, Thomas ; THESKA, R. ; LOTZ, M. ; HACKEL, T. ; HÖHNE, G.: Weight Compensation Mechanisms for Precision Vertical Positioning. In: Proc of the 5th euspen International Conference. Montpellier, France, May 2005, S. 429–432
- [132] FRANKS, A.: Nanometric surface metrology at the National Physical Laboratory. In: Nanotechnology 2 (1991), Nr. 11, S. 11–18
- [133] FUJII, Ken-ichi ; WILLIAMS, E. R. ; STEINER, R. L. ; NEWELL, D. B.: A New Refractometer by Combining a Variable Length Vacuum Cell and a Double-Pass Michelson Interferometer. In: *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* 46 (1997), April, Nr. 2, S. 191–195
- [134] FUJISAWA, Satoru ; OHTA, Masahiro ; KONISHI, Takefumi ; SUGAWARA, Yasuhiro ; MORI-TA, Seizo: Difference between the forces measured by an optical lever deflection and by an

optical interferometer in an atomic force microscope. In: *Review of Scientific Instruments* 65 (1994), March, Nr. 3, S. 644–647

- [135] FUKATSU, H.; NAKANISHI, Y.; ASAHINA, K.; HIRAI, S.: Noncontacting Surface Roughness Measurement using the Optical Stylus Method. In: Proc of the 2nd euspen International Conference European Society for Prec. Eng. and Nanotechnology, 2001, S. 440–443
- [136] FÜSSL, Roland ; GRÜNWALD, Rainer ; SCHMIDT, Ingomar: Messunsicherheitsanalyse von Nanopositionier- und Nanomessmaschinen mit Hilfe eines neuen vektoriellen Modellansatzes. In: *Technisches Messen* 73 (2006), September, Nr. 9, S. 465–471
- [137] FURUTANI, R.; YOUNG-WON, C.: High Resolution Probe System for CMM. In: Proc of the 2nd euspen International Conference European Society for Prec. Eng. and Nanotechnology, 2001, S. 246–249
- [138] GALINOWSKI, Jana: Genaue Einblicke in die Zwergenwelt. In: *Journal Mittelstand* (2005),7. November, S. M2
- [139] GAO, Wei ; ARAI, Yoshikazu ; SHIBUYA, Atsushi ; KIYONO, Satoshi ; PARK, Chun H.: Measurement of multi-degree-of-freedom error motions of a precision linear air-bearing stage. In: *Prec. Eng.* (2006), Nr. 30, S. 96–103
- [140] GAO, Wei ; DEJIMA, Shuichi ; YANAI, Hiroaki ; KATAKURA, Kei ; KIYONO, Satoshi ; TOMITA, Yoshiyuki: A surface motor-driven planar motion stage integrated with an $XY\Theta_Z$ surface encoder for precision positioning. In: *Prec. Eng.* (2004), Nr. 28, S. 329–337
- [141] GAO, Wei ; KIMURA, A.: A Three-axis Displacement Sensor with Nanometric Resolution.
 In: Annals of the CIRP 56 (2007), Nr. 1, S. 529–532
- [142] GAO, Wei ; MOTOKI, Takenori ; KIYONO, Satoshi: Nanometer edge profile measurement of diamond cutting tools by atomic force microscope with optical alignment sensor. In: *Prec. Eng.* (2006), Nr. 30, S. 396–405
- [143] GARNAES, J. ; KOFOD, N. ; KÜHLE, A. ; NIELSEN, C. ; DIRSCHERL, K. ; BLUNT, L.: Calibration of step heights and roughness measurements with atomic force microscopes. In: Prec. Eng. (2003), Nr. 27, S. 91–98
- [144] GARNAES, Joergen ; DIRSCHERL, Kai: NANO5 2D Grating / Danish Fundamental Metrology Ltd. 2008. – Final report
- [145] GBS mbH: smartWLI-Neue Maßstäbe in der Weißlicht-Interferometerie. Ilmenau, Oktober 2008. – Flyer
- [146] GECKELER, Ralf D.: Shearing Deflectometry as a Flatness Standard: Comparison with a Mercury Mirror and Absolute Interferometry. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 390–393

- [147] GECKELER, Ralf D.: Optimal use of pentaprisms in highly accurate deflectometric scanning. In: Meas. Sci. Technol. (2007), Nr. 18, S. 115–125
- [148] GECKELER, Ralf D.; JUST, Andreas; PROBST, Reinhard; WEINGÄRTNER, Ingolf: Subnm-Topographiemessung mit hochgenauen Autokollimatoren. In: *Technisches Messen* 69 (2002), Nr. 12, S. 535–541
- [149] GERHARDT, Uwe: Signalverarbeitung in der interferenzoptischen Meß- und Sensortechnik, TU Ilmenau, Diss., 1997
- [150] GOLDBERG, Kenneth A.; BOKOR, Jeffrey: Fourier-transform method of phase-shift determination. In: Applied optics 40 (2001), June, Nr. 17, S. 2886 – 2894
- [151] Goodfellow GmbH: Legierung Eigenschaften. 2008. Datenblatt
- [152] GRAEME, Jerald G.: Photodiode amplifiers: op amp solutions. McGraw-Hill, 1996. ISBN 0–07–024247–X
- [153] GRÄPER, Arne ; KRAFT, Arne ; SEEWIG, Jörg ; REITHMEIER, Eduard: Entwicklung multifunktionaler Kalibriernormale für die optische 3D-Mikroskopie. In: *Technisches Messen* 73 (2006), Nr. 1, S. 19–25
- [154] GRECO, Vincenzo; TRONCONI, Riccardo; VECCHIO, Ciro D.; TRIVI, Marcelo; MOLSINI, Giuseppe: Absolute measurement of planarity with Fritz's methode: uncertainty evaluation. In: Applied optics 38 (1999), April, Nr. 10, S. 2018 – 2027
- [155] GROOT, Peter de ; LEGA, Xavier C. ; KRAMER, Jim ; TURZHITSKY, Michael: Determination of fringe order in white-light interference microscopy. In: Applied optics 41 (2002), August, Nr. 22, S. 4571–4578
- [156] HAFERKORN, Heinz: Optik Physikalisch-technische Grundlagen und Anwendungen. VEB Deutscher Verlag der Wissenschaften Berlin, 1980
- [157] Hamamatau Photonics K.K., Solid State Division: Si PIN photodiode S6795, S7747 6element photodiode / plastic package. April 2001. – Datenblatt
- [158] Hamamatau Photonics K.K., Solid State Division: Si PIN photodiode S7379-1, S6695-01, S6058 Quadrant photodiode / plastic package. March 2004. – Datenblatt
- [159] Hanning Elektro-Werke GmbH & Co.: Tacho-Controller TC 3005 H Vorläufiges Datenblatt.
 Version 1.1. D-33813 Oerlinghausen, Holter Straße 90, Januar 1994. Datenblatt
- [160] HARASAKI, Akiko ; SCHMIT, Joanna ; WYANT, James C.: Improved vertical-scanning interferometry. In: Applied optics 39 (2000), May, Nr. 13, S. 2107 – 2115
- [161] HARASAKI, Akiko ; WYANT, James C.: Fringe modulation skewing effect in white-light vertical scanning interferometry. In: Applied optics 39 (2000), May, Nr. 13, S. 2101 – 2106

- [162] HÄRTIG, Frank ; KRYSTEK, Michael: Berücksichtigung systematischer Fehler im Messunsicherheitsbudget. In: 4. Fachtagung Messunsicherheit. Erfurt, 12.-13. November 2008
- [163] HAUBERG, Arne: Erster "gehender" Motor Piezo-Antriebstechnik im Nanoformat. In: Optolines - Fachmagazin für Optomechanik und Optoelektronik (2005), 4. Quartal, Nr. 8, S. 4–6
- [164] HÄUSLER, Gerd ; ETTL, Peter: Über die kluge Auswahl und Anwendung optischer 3D-Sensoren. In: *Photonik* (2004), Nr. 5, S. 2–5
- [165] HAUSOTTE, T. ; JÄGER, G. ; MANSKE, E. ; HOFMANN, N. ; MASTYLO, R.: Traceable Nanometrology with a Nanopositioning and Nanomeasuring Machine. In: *Journal of the Chinese Society of Mechanical Engineers* 25 (2004), S. 399–404
- [166] HAUSOTTE, T. ; JÄGER, G. ; MANSKE, E. ; SAWODNY, O.: Control system of a nanopositioning and nanomeasuring machine. In: *Conference Procs Actuator2004*. Bremen, 14.-16. June 2004, S. 123–126
- [167] HAUSOTTE, T. ; SCHMIDT, I. ; MANSKE, E.: Nanopositionier- und Nanomessmaschine für die erweiterten Anforderungen der Physikalisch-Technischen Bundesanstalt / TU Ilmenau, Institut für Prozessmess- und Sensortechnik. 2002. – Sachbericht
- [168] HAUSOTTE, Tino: Nanopositionier- und Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Diss., 2002
- [169] HAYCOCKS, J.; JACKSON, K.: A Metrological Atomic Force Microscope for Calibration of Transfer Standards. In: Proc of the 2nd euspen International Conference European Society for Prec. Eng. and Nanotechnology, 2001, S. 392–395
- [170] HAYCOCKS, J.; JACKSON, K.: Detecting and addressing the surface following errors in the calibration of step heights by atomic force microscopy. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 469–475
- [171] HERMANN, Gyula: The Design of a Submicron Precision Coordinate Measuring Machine. In: 3rd Slovakian-Hungarian Joint Symposium on Applied Machine Intelligence, 2005
- [172] HERMANN, Gyula: Design Considerations for a Modular High Precision 3D Coordinate Measuring Machine. In: Procs IEEE International Conference on Mechatronics, 2006. – ISBN 0–7803–9713–4, S. 161–165
- [173] HERTZ, H.: über die Berührung fester elastischer Körper. In: Journal für die reine und angewandte Mathematik (1881), Nr. 92, S. 156–171
- [174] HESSE, Steffen ; SCHÄFFEL, Christoph: Nanopositioniertechnik für große Bewegungsbereiche. In: *Technisches Messen* 73 (2006), September, Nr. 9, S. 493–499

- [175] HESSE, Steffen ; SCHÄFFEL, Christoph ; MOHR, H.-U. ; MAASS, T.: Investigations to reduce positioning uncertainty of direct drive systems with aerostatic guiding. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 204–207
- [176] HEYDEMANN, Peter L. M.: Determination and correction of quadrature fringe measurement errors in interferometers. In: Applied optics 20 (1981), October, Nr. 19, S. 3382 – 3384
- [177] HOFFMANN, Holger: Hybride Nanopositioniersysteme. In: Laser + Photonik (2007), Nr.
 3, S. 64–67
- [178] HOFFMANN, Jörg (Hrsg.): Taschenbuch der Messtechnik. 2. Auflage. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2000. – ISBN 3–446–21337–6
- [179] HOFMANN, N.; TIBREWALA, A.; BALZER, F. G.; HAUSOTTE, T.; E.MANSKE; JÄGER, G.
 ; BÜTTGENBACH, S.: Characterisation of the MetrologicalProperties of 3-D Microprobes. In: Proc of Lamdamap 2009: Laser Metrology and Machine Performace IX, 2009, S. 243–252
- [180] HOFMANN, Norbert: Integration eines Rasterkraftmikroskops in die Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Diplomarbeit, April 2003
- [181] HOFMANN, Norbert ; HAUSOTTE, Tino ; JÄGER, Gerd ; MANSKE, Eberhardt: Integration of an Atomic Force Microscope in a Nanopositioning- and Nanomeasuring Machine. In: *IMEKO / VDI*. Erlangen, 2004
- [182] HOLMES, Mike ; HOCKEN, Robert ; TRUMPER, David: The Long-Range Scanning Stage: A Novel Platform for Scanned-Probe Microscopy. In: Prec. Eng. (2000), Nr. 24, S. 191–209
- [183] Honeywell Micro Switch Division: Humidity Sensors HIH Series. Datenblatt
- [184] HOU, Wenmei: Optical parts and the nonlinearity in heterodyne interferometers. In: Prec. Eng. (2006), Nr. 30, S. 337–346
- [185] HUANG, Qiang-Xian ; FEI, Ye-Tai ; GONDA, Satoshi ; MISUMI, Ichiko ; SATO, Osamu ; KEEM, Taeho ; KUROSAWA, Tomizo: The interference effect in an optical beam deflection detection system of a dynamic mode AFM. In: *Meas. Sci. Technol.* (2006), Nr. 17, S. 1417–1423
- [186] HWL Scientific Instruments GmbH: The NEW Generation TS-140. Datenblatt
- [187] HWU1, En-Te; HUANG, Kuang-Yuh; HUNG, Shao-Kang; HWANG, Ing-Shouh: Measurement of Cantilever Displacement Using a Compact Disk / Digital Versatile Disk Pickup Head. In: Japanese Journal of Applied Physics 45 (2006), S. 2368–2371
- [188] Hyprostatik Schönfeld GmbH: PM-Regler für Führungen. www.hyprostatik.de.
 Version: 26. April 2008. Online Ressource

- [189] I++ Working Group: I++DMM-Interface. Version 1.6. Spezifikation
- [190] IBS Prec. Eng.: ISARA Ultra Precision CMM. 2004. Datenblatt
- [191] IBS PREC. ENG.: IBS-NPL probe system, October 2005. Instruction manual
- [192] IBS Prec. Eng.: Triskelion Ultra Precision Tactile Probe System. 2009. Datenblatt
- [193] IBS Prec. Eng.: ISARA 400. 2010. Datenblatt
- [194] IDAM INA Drives & Mechatronics: Linearmotoren, eisenlos Serie ULIM. Oktober 2005.
 Datenblatt
- [195] IDAM INA Drives & Mechatronics: Planare Reluktanzmotoren. April 2005. Datenblatt
- [196] IMKAMP, Dietrich ; SCHEPPERLE, Karl: Die Applikation bestimmt den Sensor: Scannende Messkopfsysteme VAST. In: Innovation Messtechnik Spezial (2006), Nr. 8, S. 30–33
- [197] JÄGER, G. ; MANSKE, E. ; HAUSOTTE, T. ; BÜCHNER, H.-J.: Laserinterferometrische Nanomeßmaschinen. In: VDI Berichte Nr. 1530 Sensoren und Meßsysteme 2000, VDI/VDE-Gesellschaft Meß- und Automatisierungstechnik, März 2000, S. 271–278
- [198] JÄGER, Gerd: Laser- und Fertigungsmesstechnik. 1992. Vorlesung
- [199] JÄGER, Gerd ; HAUSOTTE, Tino ; MANSKE, Eberhard ; BÜCHNER, Hans-Joachim ; MASTY-LO, Rostyslav ; DOROZHOVETS, Natalja ; FÜSSL, Roland ; GRÜNWALD, Rainer: Progress on the wide scale Nanopositioning and Nanomeasuring Machine by Integration of Optical-Nanoprobes. In: *Fringe 2005 The 5th International Workshop on Automatic Processing of Fringe Patterns*, Verlag Springer Berlin Heidelberg, 26. Januar 2006. ISBN 978–3–540–26037–0 (Print) 978–3–540–29303–3 (Online), S. 291–298
- [200] JSC 'LZOS': Astrositall[®] (Sitall CO-115M) material fabrication. 2009. Online Ressource
- [201] JULABO LABORTECHNIK GMBH: Operating Manual Refrigerated and Heating Circulators FPW50-HL. 1.951.2808 BE3, November 2007
- [202] JUNG, A.: Zusammenhänge zwischen Tastergeometrie, Profilgeometrie und Berührkraft bei Oberflächenmeßgeräten. In: Feinwerktechnik & Meßtechnik 94 (1986), Nr. 6, S. 383–385
- [203] JUNG, Walter G. (Hrsg.): OP AMP Applications. 1st Edition. Analog Devices, 2002
- [204] KALLENBACH, E. ; SAFFERT, E.: Nanopositionierung mit integrierten Mehrkoordinatenmotoren als Antriebselemente. In: VDI Berichte Nr. 1530 Sensoren und Meßsysteme 2000, VDI/VDE-Gesellschaft Meß- und Automatisierungstechnik, März 2000, S. 261–270
- [205] KAMMEL, Sören: Deflektometrie zur Qualitätsprüfung spiegelnd reflektierender Oberflächen. In: *Technisches Messen* 70 (2003), Nr. 4, S. 193–198

- [206] KAPUSI, Daniel; MACHLEIDT, Torsten; FRANKE, Karl-Heinz; MANSKE, Eberhard; JAHN, Rainer: Measuring large areas by white light interferometry at the nanopositioning and nanomeasuring machine (NPMM). In: 52. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, TU Ilmenau, 10. - 13. September 2007. – ISBN 978–3–939473–17–6, S. 257–262
- [207] KAWADA, Masayoshi ; MITSUI, Kimiyuki: Fabrication of Probes for Profile Measurement of MicroEDM Manufactured Components. In: Nanotechnology and Prec. Eng. 2 (2004), June, Nr. 2, S. 124–131
- [208] KEMAO, Qian ; FANGJUN, Shu ; XIAOPING, Wu: Determination of the best phase step of the Carré algorithm in phase shifting interferometry. In: *Meas. Sci. Technol.* (2000), Nr. 11, S. 1220–1223
- [209] KESSEL, Wolfgang: Messunsicherheit einige Begriffe und Folgerungen für die messtechnische Praxis. In: *PTB-Mitteilungen* Bd. 111. Braunschweig : Wirtschaftsverlag NW, Verlag für neue Wissenschaft GmbH, 2001, S. 226–244
- [210] KIESEL, Felix: Untersuchungen zur Gewichtskraftkompensation des Positioniersystems der z-Achse der Nanopositionier- und Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Diplomarbeit, Juni 2006
- [211] KIM, Jong-Ahn; KIM, Jae W.; PARK, Byong C.; EOM, Tae B.: Measurement of microscope calibration standards in nanometrology using a metrological atomic force microscope. In: *Meas. Sci. Technol.* (2006), Nr. 17, S. 1792–1800
- [212] KIM, M. S.; CHOI, I. M.; PARK, Y. K.; KANG, D. I.: Atomic force microscope probe calibration by use of a commercial precision balance. In: *Measurement* (2007), Nr. 40, S. 741–745
- [213] KIM, Min-Seok ; CHOI, Jae-Hyuk ; KIM, Jong-Ho ; PARK, Yon-Kyu: SI-traceable determination of spring constants of various atomic force microscope cantilevers with a small uncertainty of 1%. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 3351–3358
- [214] KIM, Won jong ; VERMA, Shobhit ; SHAKIR, Huzefa: Design and precision construction of novel magnetic-levitation-based multi-axis nanoscale positioning systems. In: Prec. Eng. (2007), Nr. 31, S. 337–350
- [215] KNARREN, Bastiaan: Application of optical fibres in precision heterodyne laser interferometry, TU Eindhoven, Diss., Juni 2003
- [216] KOCH, Amelia: Numerische Berechnungen zur Verformung der Spiegelecke der Nanopositionier- und Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Projektarbeit, Juli 2005
- [217] KOGELNIK, H.; LI, T.: Laser Beams and Resonators. In: Applied Optics 5 (1966), October, Nr. 10, S. 1550–1567
- [218] KÖNDERS, L.: WGDM-7: Preliminary Comparison on Nanometrology According to the Rules of CCL Key Comparisons, Nano 2, Step Height Standards / Physikalisch-Technische Bundesanstalt. 2003. – Final Report
- [219] KOOPS, K. R.; VEGHEL, M. G. A.; KOTTE, G. J. W. L.; MOOLMAN, M. C.: Calibration strategies for scanning probe metrology. In: *Proc of the 6th euspen International Conference* Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 466–469
- [220] KOOPS, K. R.; VEGHEL, M. G. A.; KOTTE, G. J. W. L.; MOOLMAN, M. C.: Calibration strategies for scanning probe metrology. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 390–394
- [221] KRAMAR, J.; JUN, J.; PENZES, W.; SCIRE, F.; TEAGUE, C.; VILLARRUBIA, J.; AMA-TUCCI, E.; GILSINN, D.: The Molecular Measuring Machine. In: International Conference on Mechatronic Technology. Gaithersburg, MD 20899 USA, 1998, S. 477–487
- [222] KRAMAR, John A.: Nanometre resolution metrology with the Molecular Measuring Machine. In: Meas. Sci. Technol. (2005), Nr. 16, S. 2121–2128
- [223] KRAUSE, Werner: Grundlagen der Konstruktion. 5. Auflage. VEB Verlag Technik Berlin, 1988
- [224] KRAUSE, Werner: Konstruktionselemente der Feinmechanik. 1. Auflage. VEB Verlag Technik Berlin, 1989
- [225] KUCHLING, Horst: Taschenbuch der Physik. 16. Auflage. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 1996. – ISBN 3–446–18692–1
- [226] KÜNG, A. ; MELI, F.: Self calibration method for 3D roundness of spheres using an ultraprecision coordinate measuring machine. In: Proc of the 5th euspen International Conference. Montpellier, France, May 2005, S. 193–196
- [227] KÜNG, A.; MELI, F.: Scanning performance with an ultraprecision µ-CMM. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 418–421
- [228] KÜNG, A.; MELI, F.; THALMANN, R.: Ultraprecision micro-CMM using a low force 3D touch probe. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 319–327
- [229] KUROKI, Jiro; SHINSHI, Tadahiko; LI, Lichuan; SHIMOKOHBE, Akira: A micro-magnetic bearing using capacitive axial displacement sensing. In: Prec. Eng. (2006), Nr. 30, S. 54–62
- [230] LARO, D.; PORCK, T.; SPRONCK, J.; EIJK, J. van; LEBEDEV, A.: Design of a magnetically levitated nm-resolution linear slider. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 103–106
- [231] LASSILA, A. ; KORPELAINEN, V.: An acoustic method for determination of the effective temerature and refractive index of air. In: *Proc of SPIE* Bd. 5190, 2003, S. 316–326

- [232] LAWALL, John ; KESSLER, Ernest: Michelson interferometry with 10 pm accuracy. In: Review of scientific instruments 71 (2000), July, Nr. 7, S. 2669–2675
- [233] LEACH, Richard: Latest developments in nanoscale traceable metrology in the NMS Programme for Length 2002 - 2005. May 2004
- [234] LEACH, Richard ; HAYCOCKS, Jane ; JACKSON, Keith ; LEWIS, Andrew ; OLDFIELD, Simon ; YACOOT, Andrew: Advances in traceable nanometrology at the National Physical Laboratory. In: *Nanotechnology* (2001), Nr. 12, S. R1–R6
- [235] LEACH, Richard K.: Traceable measurement of surface texture at the National Physical Laboratory using NanoSurf IV. In: Meas. Sci. Technol. (2000), Nr. 11, S. 1162–1172
- [236] LEWIS, Andrew; OLDFIELD, Simon: The NPL CMM for minature components and features. www.npl.co.uk/npl/length/dmet/groups/group_stuff/scmm.html. - Online Ressource
- [237] LI, Yuan: The development of a 3D micro tactile probe based on NMM for dimensional measurement. 2006. – Persönliche Mitteilung
- [238] LINDNER, Helumt ; BRAUER, Harry ; LEHMANN, Constans: Taschenbuch der Elektrotechnik und Elektronik. 7. Auflage. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 1999. – ISBN 3–446–21056–3
- [239] Linear Technology Corporation: LTC1564 10kHz to 150kHz Digitally Controlled Antialiasing Filter and 4-Bit P.G.A. 2001. – Datenblatt
- [240] LING, Fuyun ; MANOLAKIS, Dimitris ; PROAKIS, John G.: A Recursive Modified Gram-Schmidt Algorithm for Least-Squares Estimation. In: *IEEE Transactions on Acoustics*, *Speech, and Signal Processing* ASSP-34 (1986), August, Nr. 4, S. 829–835. – Gram-Schmidt Regression
- [241] LINMOT EUROPE: Assembly Instructions MagSpring[™], March 2004
- [242] LIU, Hongzhong ; LU, Bingheng ; DING, Yucheng ; TANG, Yiping ; LI, Dichen: A motorpiezo actuator for nano-scale positioning based on daul servo loop and nonlinearity compensation. In: Journal of Micromechanics and Microengineering (2003), Nr. 13, S. 295–299
- [243] LIU, Xian ping: A Novel Multi-Function Tribological Probe Microscope for Mapping Surface Properties at Micro/Nano Scales. In: Nanotechnology and Prec. Eng. 2 (2004), September, Nr. 3, S. 163–170
- [244] LOTZ, M. ; FRANK, T. ; HACKEL, T. ; THESKA, R. ; HÖHNE, G.: Novel Designs of Measuring Mirrors for Ultra High Precision Machines. In: Proc of the 5th euspen International Conference. Montpellier, France, May 2005, S. 21–24
- [245] LPKF MOTION & CONTROL GMBH: Zweikoordinatentisch LPKF HS HighSpeed G und GP, 15. Juni 2008. www.lpkf-mc.de

- [246] LU, Mingzhen ; GAO, Sitian ; JIN, Qihai ; CUI, Jianjun ; DU, Hua ; GAO, Hongtang: An atomic force microscope head designed for nanometrology. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 1735–1739
- [247] MACHLEIDT, Torsten ; KAPUSI, Daniel ; LANGNER, Tim ; FRANKE, Karl-Heinz: Application of nonlinear equalization for characterizing AFM tip shape. In: 52. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, TU Ilmenau, 10. - 13. September 2007. – ISBN 978-3-939473-17-6, S. 251-256
- [248] MANSKE, Eberhardt: Lichtwellenleitergekoppelte interferenzoptische Messtechnik, TU Ilmenau, Habilitationsschrift, August 2005
- [249] MANSKE, Eberhardt ; BÜCHNER, Hans-Joachim ; HAUSOTTE, Tino ; SCHMIDT, Ingomar ; MASTYLO, Rostislav ; MACHLEIDT, Torsten ; JÄGER, Gerd: Nanometrology: high accuracy measuring procedures in large areas with a nanopositioning and nanomeasuring machine. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 470–473
- [250] MANSKE, Eberhardt ; HAUSOTTE, Tino ; MASTYLO, Rostislav ; MACHLEIDT, Torsten ; FRANKE, K.-H. ; JÄGER, Gerd: New applications of the nanopositioning and nanomeasuring machine by using advanced tactile and non-tactile probes. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 520–527
- [251] MARTIN, Yves; WICKRAMASINGHE, Kumar: Method for imaging sidewalls by atomic force microscopy. In: Applied Physics Letter 64 (1994), May, Nr. 19, S. 2498–2500
- [252] MASTYLO, Rostyslav; MANSKE, Eberhard; JÄGER, Gerd: Entwicklung eines Fokussensors und Integration in die Nanopositionier und Nanomessmaschine. In: *Technisches Messen* 71 (2004), November, Nr. 11, S. 596–602
- [253] MATSUMOTO, Hirokazu; HONDA, Tokuyuki: High-accuracy length-measuring interferometer using the two-colour method of compensating for the refractive index of air. In: *Meas. Sci. Technol.* (1992), Nr. 3, S. 1084–1086
- [254] MATUS, Michael: Koeffizienten und Ausgleichsrechnung: Die Messunsicherheit nach GUM Teil 1: Ausgleichsgeraden. In: *Technisches Messen* 72 (2005), Oktober, Nr. 10, S. 584–591
- [255] MATUS, Michael ; KOLACZIA, Wilhelm: Koeffizienten und Ausgleichsrechnung: Die Messunsicherheit nach GUM Teil 2: Der quadratische Fall. In: *Technisches Messen* 73 (2006), Juli/August, Nr. 7-8, S. 443–448
- [256] MELI, F. ; FRACHEBOUD, M. ; BOTTINELLI, S. ; BIERI, M. ; THALMANN, R. ; BREGUET, J-M. ; CLAVEL, R.: High Precision, Low Force 3D Touch Probe for Measurements on Small Objects. In: Proc of the 3d euspen International Conference, 2003

- [257] MELI, F. ; KÜNG, A. ; THALMANN, R.: Ultra precision micro-CMM using a low force 3D touch probe. In: Proc of SPIE: Optics & Photonics 2005 Bd. 5879. San Diego, California USA, 31 July - 4 August 2005
- [258] MELI, Felix; BIERI, Marco; THALMANN, Rudolf; FRCHEBOUD, Maurice; BREGUET, Jean-Marc; CLAVEL, Reymond; BOTTINELLI, Stefano: Tastsinn von Koordinatenmessgeräten verfeinert. In: metInfo 10 (2003), Nr. 1, S. 4–9
- [259] MELI, Felix ; KÜNG, Alain: AFM investigations on surface damage caused by mechanical probing with small ruby spheres. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 496–502
- [260] MELI, Felix ; KÜNG, Alain ; THALMANN, Rudolf: Ultrapräzises Koordinatenmessgerät für Mikroteile. In: metInfo 12 (2005), Nr. 3, S. 4–10
- [261] MELI, Felix ; THALMANN, Rudolf: Das Metrologie-Rasterkraftmikroskop. In: OFMET Info 6 (1999), Nr. 1, S. 1–7
- [262] MERSIOWSKY, Siegfried: Vorlesung: Grundlagen der Elektronik. TH Ilmenau Sektion PHYTEB Wissenschaftsbereich Elektronische Bauelemente, 1990
- [263] Messtechnik Wetzlar GmbH: I++ DME. www.quindos.de/index.php?id=110. Version: 2008. - Online Ressource
- [264] MIKUTA, Reinhard: Untersuchungen an interferenz-optischen Kraftsensoren einschließlich der Korrektion elastischer Nachwirkungen, TU Ilmenau, Diss., 1987
- [265] MILLERD, James ; BROCK, Neal ; HAYES, John ; KIMBROUGH, Brad ; NOVAK, Matt ; NORTH-MORRIS, Michael ; WYANT, James C.: Modern Approaches in Phase Measuring Metrology. In: Proc of SPIE Optical Measurement Systems for Industrial Inspection IV Bd. 5856. Bellingham, Wash. : SPIE, 2005, S. 14–22
- [266] MISUMI, Ichiko ; GONDA, Satoshi ; HUANG, Qiangxian ; KEEM, Taeho ; KUROSAWA, Tomizo ; FUJII, Akihiro ; HISATA, Nahoko ; YAMAGISHI, Takeshi ; FUJIMOTO, Hirohisa ; ENJOJI, Ken ; AYA, Siunao ; SUMITANI, Hiroaki: Sub-hundred nanometre pitch measurements using an AFM with differential laser interferometers for designing usable lateral scales. In: Meas. Sci. Technol. (2005), Nr. 16, S. 2080 – 2090
- [267] MISUMI, Ichiko ; GONDA, Satoshi ; SATO, O. ; SUGAWARA, K. ; YOSHIZAKI, K. ; KURO-SAWA, T. ; TAKATSUJI, T.: Nanometric lateral scale development using an atomic force microscope with directly traceable laser interferometers. In: *Meas. Sci. Technol.* (2006), Nr. 17, S. 2041 – 2047
- [268] MISUMIA, Ichiko ; GONDA, Satoshi ; KUROSAWA, Tomizo ; AZUMA, Yasushi ; FUJIMOTO, Toshiyuki ; KOJIMA, Isao ; SAKURAI, Toshihisa ; OHMIB, Tadahiro ; TAKAMASU, Kiyoshi: Reliability of parameters of associated base straight line in step height samples: Uncertainty

evaluation in step height measurements using nanometrological AFM. In: *Prec. Eng.* (2006), Nr. 30, S. 13–22

- [269] Mitel Semiconductor: 1A288 High-Performance LED. September 1994. Datenblatt
- [270] MITSUI, Kimiyuki ; SHIRAMATSU, Toshiya ; KAWADA, Masayoshi: Development of Measuring Method for 3D Shapes and Dimensions of Micro-components. In: Procs ASPE 2002 Annual Meeting American Society for Prec. Eng., 2002, S. 343–348
- [271] Mitutoyo: Bildverarbeitungsmessgeräte PR 1170(4). Katalog
- [272] Mitutoyo: M-NanoCoord. www2.mitutoyo.de. Online Ressource
- [273] Mitutoyo: NANOCORD Minute Form Measuring System. www.mitutoyo.com. Online Ressource
- [274] Mitutoyo: UMAP Vision System PR 1207(2). Datenblatt
- [275] MIYOSHI, Takanori ; MASUI, Yoji ; TERASHIMA, Kazuhiko: Development of high-stiffness touch sensor and its application to measuring instruments. In: *Control Engineering Practice* (2007), Nr. 15, S. 851–862
- [276] MOLENAAR, Alexander: A novel Planar Magnetic Bearing and Motor Configuration applied in a Positioning Stage, TU Delft, Diss., 9. August 2000
- [277] MORRISON, Euan: A prototype scanning stylus profilometer for rapid measurement of small surface areas. In: Int. Journal Mach. Tools Manufact. 35 (1995), Nr. 2, S. 325–331
- [278] MUIJLWIJK, R.: Update of the Edlén Formulae for the Refractive Index of Air. In: Metrologia (1988), Nr. 25, S. 189
- [279] MURALIKRISHNAN, B.; STONE, J. A.; STOUP, J. R.: Fiber deflection probe for small hole metrology. In: Prec. Eng. (2006), Nr. 30, S. 154–164
- [280] nanoJura: NJ-UHP series ultra-high profilometer. Juni 2010. Datenblatt
- [281] Nanomotion Ltd.: Precision Motion Control. May 2007. Katalog
- [282] Nascatec GmbH: AFM-Cantilever. Katalog
- [283] NEGISHI, M. ; SAWAGUCHI, K. ; IINO, M. ; HOSAKA, K. ; MARUYAMA, T.: A Double-Slided Contour Measurement Machine: Second Report-Improved Accuracy. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 273–276
- [284] NESTEROV, Vladimir: Facility and methods for the measurement of micro and nano forces in the range below 10⁻⁵ N with a resolution of 10⁻¹² N (development concept). In: Meas. Sci. Technol. (2007), Nr. 18, S. 360–366

- [285] NEUMANN, Hans J.: Präzisionsmesstechnik in der Fertigung mit Koordinatenmessgeräten.
 2. Auflage. Expert Verlag Renningen, 2005. ISBN 3–8169–2535–9
- [286] NEUSCHAEFER-RUBE, Ulrich ; NEUGEBAUER, Micheal ; EHRIG, Wiebke ; BARTSCHER, Markus ; HILPERT, Uwe: Tactile and optical microsensors: test procedures and standards. In: Meas. Sci. Technol. (2008), Nr. 19
- [287] NGUYEN, Tran T.: Untersuchungen zur Regelung der Positioniersysteme der Nanopositionier- und Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Diplomarbeit, 23. April 2008
- [288] NOATSCH, Ute: Kalibrierschein: Platin-Widerstandsthermometer. Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Februar 2006
- [289] NOMURA, Takehiko ; SUZUKI, Ryouichi: Six-axis controlled nanometer-order positioning stage for microfarication. In: *Nanotechnology* (1992), Nr. 3, S. 21–28
- [290] Norm DIN 1304-1 März 1994. Formelzeichen Teil 1: Allgemeine Formelzeichen
- [291] Norm DIN 1319-2 Oktober 2005. Grundlagen der Meßtechnik Teil 2: Begriffe für Messmittel
- [292] Norm DIN 1319-4 Februar 1999. Grundlagen der Meßtechnik Teil 4: Auswertung von Messungen Meßunsicherheit
- [293] Norm DIN 4760 Juni 1982. Gestaltabweichungen Begriffe Ordnungssystem
- [294] Norm DIN 4895-1 November 1977. Orthogonale Koordinatensysteme Teil 1: Allgemeine Begriffe
- [295] Norm DIN EN 60751 Juli 1996. Industrielle Platin-Widerstandsthermometer und Platin-Meßwiderstände
- [296] Norm DIN EN ISO 10360-1 März 2006. Geometrische Produktspezifikation (GPS) Annahmeprüfung und Bestätigungsprüfung für Koordinatenmessgeräte (KMG) – Teil 1: Begriffe
- [297] Norm DIN EN ISO 10360-4 Juni 2003. Geometrische Produktspezifikation (GPS) Annahmepr
 üfung und Best
 ätigungspr
 üfung f
 ür Koordinatenmessger
 äte (KMG) – Teil 4: KMG im Scanningmodus
- [298] Norm DIN EN ISO 1101 Februar 2006. Geometrische Produktspezifikation (GPS) Geometrische Tolerierung - Tolerierung von Form, Richtung, Ort und Lauf
- [299] Norm DIN EN ISO 3274 April 1998. Geometrische Produktspezifikation (GPS) Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren Nenneigenschaften von Tastschnittgeräten
- [300] Norm DIN EN ISO 5436-1 November 2000. Geometrische Produktspezifikation (GPS) Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren; Normale – Teil 1: Maßverkörperungen

- [301] Norm DIN ENV 13005 Juni 1999. DIN ENV 13005 Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen
- [302] Norm DIN ISO 230-2 Mai 2000. Prüfregeln für Werkzeugmaschinen Teil 2: Bestimmung der Positionierunsicherheit und der Wiederholpräzision der Positionierung von numerisch gesteuerten Achsen
- [303] NOSE, Tetsuro ; TAKAHASHI, Fumiaki ; NAKABAYASHI, Masashi ; MORITA, Hidehiko ; KOSUGI, Nobumasa: NEXCERA: Ultra Low Thermal Expansion Ceramics / Nippon Steel. 2001. – Technical Report
- [304] NOVAK, Matt ; MILLERD, James ; BROCK, Neal ; NORTH-MORRIS, Michael ; HAYES, John ; WYANT, James: Analysis of a micropolarizer array-based simultaneous phase-shifting interferometer. In: Applied optics 44 (2005), November, Nr. 32, S. 6861–6868
- [305] NT-MDT Co.: SPM Accessories. Katalog
- [306] NT-MDT Co.: SPM Techniques / SPM Basics. www.ntmdt.ru/SPM-Techniques/Basics. - Online Ressource
- [307] NT-MDT Co.: NT-MDT Catalog. 2003. Katalog
- [308] OCEA: 1A288 OCEA-ST100 840nm High-Performance LED. February 2006. Datenblatt
- [309] OGURA, Ichiro ; OKAZAKI, Yuichi: Development of micro probe for micro-CMM. In: Procs ASPE 2002 Annual Meeting American Society for Prec. Eng., 2002, S. 349–352
- [310] Ohara Inc.: Ultra-Low Expansion Glass-Ceramics Clearceram^(R)-Z. 2005. Datenblatt
- [311] OHARA Inc.: S-LAH79. www.ohara-gmbh.com/e/katalog/d_s-lah79_e.html. Version: 2008. - Online Ressource
- [312] OHLER, Benjamin: Cantilever spring constant calibration using laser Doppler vibrometry. In: Review of scientific instruments 78 (2007), July, Nr. 7, S. 2669–2675
- [313] OLYMPUS: Theory of Confocal Microscopy Introduction to Confocal Microscopy. www. olympusfluoview.com/theory/confocalintro.html. - Online Ressource
- [314] OLYMPUS: Theory of Confocal Microscopy Resolution and Contrast in Confocal Microscopy. www.olympusconfocal.com/theory/resolutionintro.html. - Online Ressource
- [315] ORJI, Ndubuisi G.; RAJA, Jayaraman: Step Height Metrology Techniques. In: Nanotechnology and Prec. Eng. 2 (2004), September, Nr. 3, S. 197–202
- [316] OSI Optoelectronics: Segmented Photodiodes (SPOT Series). Katalog
- [317] OSIS WORKGROUP 2: DATA INTEGRATION: Optical Sensor Interface Standard. Release 1.0, August 2003

- [318] OTSUKA, Jiro: Nanometer level positioning using three kinds of lead screws. In: Nanotechnology (1992), Nr. 3, S. 29–36
- [319] OVERMEYER, L. ; DICKMANN, K.: Dynamischer Autofokussensor zu dreidimensionalen Mikrostrukturerfassung. In: *Technisches Messen* 59 (1992), Januar, Nr. 1, S. 3–9
- [320] Panasonic: Ultrahigh Accurate 3-D Profilometer. industrial.panasonic.com/ ww/products_e/product_cat2/ADAH000_e/ADAH000_e/ua3p_e.html. Version: February 2007. - Online Ressource
- [321] PARK, Jae jun; KWON, Kihwan; CHO, Nahmgyoo: Development of a coordinate measuring machine (CMM) touch probe using a multi-axis force sensor. In: *Meas. Sci. Technol.* (2006), Nr. 17, S. 2380 – 2386
- [322] PEINER, E.; BALKE, M.; DOERING, L.: Micro/-Nanoscale Dimension and Force Metrology using Silicon Cantilever Probes. In: SENSOR Conference 2007 Proc. I, AMA Service GmbH, 2007. – ISBN 978–3–9810993–1–7, S. 81–86
- [323] PEPI, John W.; GOLINI, Donald: Delayed elastic effects in the glass ceramics Zerodur and ULE at room temperature. In: *Applied optics* 30 (1991), August, Nr. 22, S. 3087–3088
- [324] PEPI, John W.; GOLINI, Donald: Delayed elasticity in Zerodur at room temperature. In: Proc of SPIE Optomechanics and Dimensional Stability Bd. 1533, SPIE, Dezember 1991, S. 154–162
- [325] PERCLE, Brandon: Ellipsenregression und deren Anwendung in der Nanopositionier- und Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Projektarbeit, August 2006
- [326] PERCLE, Brandon: Piezo LEGS-Antrieb Einsatzmöglichkeiten in der Nanopositionierund Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Diplomarbeit, Januar 2007
- [327] PETERSEN, Ralph: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Koordinatenmesstechnik in der Nanometrologie, Universität der Bundeswehr Hamburg, Diss., 2004
- [328] PETERSEN, Ralph ; ROTHE, Hendrik: A Milestone in Nanometrology: Large Area AFM-Scans with the Nanometre Coordinate Measuring Machine (NCMM). In: *EUSPEN*, 2003
- [329] PFEIFER, Tilo: Fertigungsmesstechnik. 2. Auflage. Oldenbourg Wissenschaftsverlag GmbH München, Wien, 2001. – ISBN 3–486–25712–9
- [330] PHAM, Huy-Hoang ; CHENB, I-Ming: Stiffness modeling of flexure parallel mechanism. In: Prec. Eng. (2005), Nr. 29, S. 467–478
- [331] Philips Centre for Industrial Technology: Ultra-precision coordinate measuring machine. April 2002. – Datenblatt

- [332] Philips Centre for Industrial Technology: AIMS: advanced isolation modules. 2004. Datenblatt
- [333] Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG: Die ganze Welt der Nano- und Mikropositionierung - Gesamtkatalog 2005. November 2006. – Katalog
- [334] Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG: Katalog. www.pi.ws. Version: Juni 2008. Online Ressource
- [335] Physikalisch-Technische Bundesanstalt: Rasterkraftmikroskop mit erweitertem Messbereich. www.ptb.de/de/org/5/51/515/rm/rm32_d.htm. – Online Ressource
- [336] Physikalisch-Technische Bundesanstalt: Rasterkraftmikroskope vom Typ Veritekt. www. ptb.de/de/org/5/51/515/rm/rm31_d.htm. – Online Ressource
- [337] Physikalisch-Technische Bundesanstalt: Gasrefraktometrie. www.ptb.de/de/org/5/54/
 544/gasref.htm. Version: 3. September 2008. Online Ressource
- [338] Physikalisch-Technische Bundesanstalt: Nanokraftmesstechnik für taktile Sensoren. www. ptb.de/de/org/5/51/511/3dmikrotaster.htm. Version: 9. November 2008
- [339] Physikalisch-Technische Bundesanstalt: Nanokraftmesstechnik für taktile Sensoren. www. ptb.de/de/org/5/51/511/sfb516.htm. Version: 15. Februar 2008
- [340] PICOTTO, Gian B.: Analysis and compensation of the optical non-linearity in laser interferometry. 2004. – Präsentation
- [341] PiezoMotor Uppsala AB: *Piezo LEGS*. Sylveniusgatan 5D SE-75450 Uppsala, Sweden, 2003. – Datenblatt
- [342] PiezoMotor Uppsala AB: The PiezoWave motor. Sylveniusgatan 5D SE-75450 Uppsala, Sweden, 2006. – Datenblatt
- [343] PLANTE, Jean-Seébastien ; VOGAN, John ; EL-AGUIZY, Tarek ; SLOCUM, Alexander H.: The influence of stylus flight on change of surface topography parameters. In: *Prec. Eng.* (2005), Nr. 29, S. 336–346
- [344] PLASSKY, Norman: 3D-Koordinatenmessmaschine im Nanometerbereich, TU Ilmenau, Diplomarbeit, 31. Oktober 2002
- [345] PLATUS, David L.: Optomechanical Engineering and Vibration Control. In: Proc of SPIE Bd. 3786, 1999, S. 98–105
- [346] Präzisions Glas & Optik GmbH: Produktkatalog. www.pgo-online.de. Version: März 2008.
 Online Ressource
- [347] PRIL, Wouter O.: Development of High Precision Mechanical Probes for Coordinate Measuring Machines, TU Eindhoven, Diss., December 2002

- [348] QUAN, C. ; WANG, S. H. ; TAY, C. J.: Nanoscale surface deformation inspection using FFT and phase-shifting combined interferometry. In: *Prec. Eng.* (2006), Nr. 30, S. 23–31
- [349] QUERCIOLI, F.; TIRIBILLI, B.; ASCOLI, C.; BASCHIERI, P.; FREDIANI, C.: Monitoring of an atomic force microscope cantilever with a compact disk pickup. In: *Review of scientific instruments* 70 (1999), September, Nr. 9, S. 3620–3624
- [350] RANGELOW, IVO W. ; IVANOV, TZVETAN ; VOLLAND, BURKhard E. ; DONTSOV, Denis ; SAROV, Yanko ; IVANOVA, Katerina ; PERSAUD, Arun ; FILENKO, Denis ; NIKOLOV, Nikolaj ; SCHMIDT, Bernd ; ZIER, Michael ; GOTSZALK, Teodor ; SULZBACH, Thomas: Raster-Sonden-Mikroskopie mit Cantilever-Arrays. In: *Technisches Messen* 73 (2006), September, Nr. 9, S. 485–492
- [351] RAUH, Wolfgang: Präzision mit gläserner Faser. In: Mikroproduktion 106 (2005), Nr. 1
- [352] RECKNAGEL, Kristin: Entwurf, Aufbau und Untersuchung eines Zweiachsigen Winkelmessgerätes, TU Ilmenau, Studienjahresarbeit, 2002
- [353] RENISHAW: RLE system performance. August 2006. Datenblatt
- [354] RHK Technology, Inc.: IVP Amplifiers Version 2.0 Installation Guide. 1999. Datenblatt
- [355] RISCHEL, C. ; RAMANUJAM, P. S.: Refractive Index of Air Errata. In: Metrologia (1988), Nr. 26, S. 263
- [356] RÖLL, Stefan: Zustandsregelung für einen linearen Präzisionsantrieb, TU Ilmenau, Studienjahresarbeit, 2. März 2006
- [357] ROTHE, Hendrik ; GRUHLKE, Martin ; PETERSEN, Ralph: Nanometrologie in zweieinhalb Dimensionen. In: *Technisches Messen* 73 (2006), September, Nr. 9, S. 511–521
- [358] ROTHE, Hendrik ; USBECK, Anna ; CIBIS, Dominik ; KRÜGER, Klaus: Characterisation of drop-on-demand print conductive silver tracks. In: *Proc of SPIE: Optics & Photonics 2005* Bd. 5878. San Diego, California USA, 31 July - 4 August 2005, S. 587812–1 – 587812–10
- [359] RUIJL, T. ; FRANSE, J. ; EIJK, J. van: Ultra Precision CMM Aiming for the Ultimate Concept. In: Proc of the 2nd euspen International Conference European Society for Prec. Eng. and Nanotechnology, 2001, S. 234–237
- [360] RUIJL, Theo Anjes M.: Ultra Precision Coordinate Measuring Machine, Technical University Delft, Diss., February 2001
- [361] RUTHER, P. ; WANDT, M.: Innovativer miniaturisierter 3D-Kraftsensor für Koordinatenmesssysteme von Mikrokomponenten. In: Sensor Maganzin (2008), Nr. 2, S. 30–33
- [362] RUTHER, Patrick ; HERRMANN, Matthias: 3D-Force Sensor for Dimensional Metrology. www.imtek.de/material/content/projects/3D-Force-Zeiss_v01.php. - Online Ressource

- [363] SAITO, A.; KOGA, S.; HIDAKA, K.: Development of a Micro-Roughness Probe. In: XI. Internationales Colloquium on Surfaces Procs Part 1. Chemnitz : Shaker Verlag, Aachen, February 2004, S. 86–92
- [364] Saphierwerk Industrieprodukte AG: Eigenschaften der von Saphirwerk bearbeiteten Werkstoffe. 2005. – Datenblatt
- [365] SARAÇ, Zehra ; DURSUN, Ali ; YERDELEN, Sündüs ; ECEVIT, F N.: Wavelet phase evaluation of white light interferograms. In: *Meas. Sci. Technol.* (2005), Nr. 16, S. 1878–1882
- [366] SAVIO, C. D. ; DEJIMA, S. ; DANZEBRINK, H.-U. ; GOTSZALK, T.: 3D metrology with a compact scanning probe microscope based on self-sensing cantilever probes. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 328–333
- [367] SCHELLEKENS, P. ; WILKENING, G. ; REINBOTH, F. ; DOWNS, M. J. ; BIRCH, K. P. ; SPRONCK, J.: Measurements of the Refractive Index of Air Using Interference Refractometers. In: *Metrologia* (1986), Nr. 22, S. 279–287
- [368] SCHITTER, Georg ; FANTNER, Georg E. ; THURNER, Philipp J. ; ADAMS, Jonathan ; HANSMA, Paul K.: Design and characterization of a novel scanner for high-speed atomic force microscopy. In: *MECHATRONICS 2006 - 4th IFAC-Symposium on Mechatronic Systems*. Heidelberg, Germany, September 2006, S. 819 – 824
- [369] SCHLÜTER, M. ; MAGNUSSEN, B. ; VINCKENROYE, D. van: The Elliptec Motor Applications in precision positioning, reduction of vibrations, force detection and low-cost driving concepts. In: *Conference Procs Actuator2006* Elliptec Resonant Actuator AG, 2006
- [370] SCHMIDT, A. ; ZIMMER, D.: Direktantriebe passend ausgewählt Elektromagnetische Direktantriebe im Vergleich. In: *antriebstechnik* (2005), Nr. 2
- [371] SCHMIDT, I.; HAUSOTTE, T.; GERHARDT, U.; MANSKE, E.; JÄGER, G.: Investigations and calculations into decreasing the uncertainty of a nanopositioning and nanomeasuring machine (NPM-Machine). In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 482–486
- [372] SCHMIDT, Ingomar: Aufbau und Untersuchung eines optischen Winkelmeßgerätes, TU Ilmenau, Studienarbeit, April 2001
- [373] SCHMIDT, Ingomar: Beiträge zur Verringerung der Messunsicherheit der Nanopositionierund Nanomessmaschine, TU Ilmenau, Diss., 2008
- [374] SCHMITZ, T L.; CHU, D; HOUCK, L: First-order periodic error correction: validation for constant and non-constant velocities with variable error magnitudes. In: *Meas. Sci. Technol.* (2006), Nr. 17, S. 3195–3203
- [375] SCHMITZ, Tony L. ; HOUCK, Lonnie ; CHUB, David ; KALEM, Lee: Bench-top setup for validation of real time, digital periodic error correction. In: *Prec. Eng.* (2006), Nr. 30, S. 306–313

- [376] SCHMITZ, Tony L.; III, Lonnie H.; CHU, David; KALEM, Lee: Real-time periodic error correction: experiment and data analysis. In: Proc of Precision Interferometric Metrology, Summer Topical Meeting American Society for Prec. Eng., 2005
- [377] SCHÖDEL, René; WALKOV, Alexander; ABOU-ZEID, Ahmed: High-accuracy determination of water vapor refractivity by length interferometry. In: Optics Letters 31 (2006), 1 July, Nr. 13, S. 1979–1981
- [378] SCHÖNFELD, Rolf; HABIGER, Ernst: Automatisierte Elektroantriebe. 3. Auflage. VEB Verlag Technik, Berlin, 1990
- [379] SCHROTER, Andreas: Ausgleichsvorgänge und Strömungsgeräusche bei aerostatischen Lagern mit flächig verteilten Mikrodüsen, TU München, Diss., Juni 1994
- [380] Schutzrecht DE 10 2004 020 996 A1 (3. November 2005). Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH.
- [381] Schutzrecht DE 10 2004 051 962 B4 (04. Mai 2006). TU Ilmenau.
- [382] Schutzrecht DE 10 2005 056 467 A1 (06. Juni 2007). SIOS Meßtechnik GmbH.
- [383] Schutzrecht DE 101 48 267 A1 (Januar 2003). Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG.
- [384] Schutzrecht DE 102 20 617 B4 (27. November 2003). P & L GmbH & Co. KG.
- [385] Schutzrecht DE 102 97 054 T5 (30. Januar 2003). University of California, Oakland.
- [386] Schutzrecht DE 102 97 522 T5 (19. Juni 2003). Veeco Instruments Inc.
- [387] Schutzrecht DE 196 23 601 A1 (12. August 2003). Carl Zeiss.
- [388] Schutzrecht DE 195 29 574 A1 (13. Februar 1997). Carl Zeiss.
- [389] Schutzrecht DE 197 30 471 A1 (11. Februar 1999). Leitz-Brown & Sharpe Meßtechnik GmbH.
- [390] Schutzrecht DE 197 53 303 A1 (25. Juni 1998). Carl Zeiss.
- [391] Schutzrecht DE 35 23 188 A1 (8. Januar 1987). Carl Zeiss.
- [392] Schutzrecht DE 36 16 812 A1 (19. November 1987). Ernst Leitz Wetzlar GmbH.
- [393] Schutzrecht DE 42 12 455 A1 (21. Oktober 1993). Carl Zeiss.
- [394] Schutzrecht DE 42 33 399 C2 (7. April 1994). Carl Zeiss.
- [395] Schutzrecht DE 42 43 284 C2 (30. Aug. 1994). Carl Zeiss.
- [396] Schutzrecht DE 43 44 499 C2 (6. Juli 1995). Forschungszentrum Jülich GmbH.
- [397] Schutzrecht EP 0 777 217 A2 (4. June 1997). Sharp Kabushiki Kaisha.

- [398] Schutzrecht EP 0 988 505 B1 (29. März 2000). Werth Messtechnik GmbH.
- [399] Schutzrecht EP 1 157 781 A2 (28. November 2001). Deckel Maho Geretstied GmbH.
- [400] Schutzrecht EP 1 195 360 A1 (10. April 2002). Degussa AG.
- [401] Schutzrecht EP 1 286 131 B1 (26. Februar 2003). Leica Microsystems Semiconductor GmbH.
- [402] Schutzrecht EP 1 378 986 A1 (7. Januar 2004). NTI AG.
- [403] Schutzrecht US 2001/0013575 A1 (16. August 2001). Veeco Instruments Inc.
- [404] Schutzrecht US 2006/0274322 A1 (7. December 2006). Agilent Technologies Inc.
- [405] Schutzrecht US 3 013 467 A1 (19. December 1961).
- [406] Schutzrecht US 4 907 847 (13. March 1990). NEC Home Electronics Ltd.
- [407] Schutzrecht US 5 970 751 (26. October 1999). Degussa AG.
- [408] Schutzrecht US 6 137 574 (24. October 2000). Zygo Corporation.
- [409] Schutzrecht US 6 642 517 B1 (4. November 2003). Veeco Instruments Inc.
- [410] Schutzrecht US 6 658 083 B2 (2. December 2003). Canon Kabushiki Kaisha.
- [411] Schutzrecht US 6 675 637 B2 (13. January 2004). Mitutoyo Corporation.
- [412] Schutzrecht US 6 798 088 B2 (28. September 2004). Canon Kabushiki Kaisha.
- [413] Schutzrecht US 6 956 656 B2 (18. October 2005). Zygo Corporation.
- [414] Schutzrecht US 7 250 881 B2 (31. July 2007). Mitutoyo Corporation.
- [415] Schutzrecht US 7 352 271 B2 (1. April 2008). Mitutoyo Corporation.
- [416] Schutzrecht US 7 370 515 B2 (22. December 2005). Veeco Instruments Inc.
- [417] Schutzrecht WO 2006 002153 A1 (5. Januar 2006). Veeco Instruments Inc.
- [418] Schutzrecht WO 2006/010395 A2 (2. Februar 2006). Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH.
- [419] SCHWENKE, Heinrich ; WEISKIRCH, Christian ; KUNZMANN, Horst: Opto-taktiler Sensor zur 2D- und 3D-Messung kleiner Strukturen mit Koordinatenmeßgeräten. In: *Technisches Messen* 66 (1999), Dezember, Nr. 12, S. 485–489
- [420] SEGGELEN, J. K. ; ROSIELLE, P. C. J. N. ; SCHELLEKENS, P. H. J. ; SPAAN, H. A. M. ; BERGMANS, R. H.: Design of a 3D-Coordinate Measuring Machine for measuring small products in array. In: *Proc of the 4th euspen International Conference*. Glasgow, Scotland UK, May 2004

- [421] SEGGELEN, J. K. ; ROSIELLE, P. C. J. N. ; SCHELLEKENS, P. H. J. ; SPAAN, H. A. M. ; BERGMANS, R. H. ; KOTTE, G. J. W. L.: An Elastically Guided Machine Axis with Nanometer Repeatability. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 54 (2005), Nr. 1, S. 487–490
- [422] SEGGELEN, Johannes K.: NanoCMM, TU Eindhoven, Diss., January 2007
- [423] SEIDEL, Heinz-Ulrich: Grundlagen der Elektrotechnik. 1989-1991. Vorlesung
- [424] SEITZ, Karl: Carl Zeiss Industrielle Messtechnik GmbH tastet sich in den Sub-Mikrometerbereich. In: Innovation Messtechnik Spezial (2004), Nr. 4, S. 19
- [425] SEITZ, Karl: Messgerät F25 für die Mikrosystemtechnik. In: Innovation Messtechnik Spezial (2006), Nr. 7, S. 18–19
- [426] SEITZ, Karl; LINDMAYER, Alfons: 3D-Scanning sichert Qualität von Mikrobauteilen. In: Innovation Messtechnik Spezial (2006), Nr. 8, S. 8–9
- [427] Sensirion AG: Datasheet SHT7x (SHT71, SHT75) Humidity and Temperature Sensor. 4.1.
 September 2008. Datenblatt
- [428] SHIMOKOHBE, Akira ; AOYAMA, Hisayuki: An active air bearing: a controlled-type bearing with ultra-precision, infinite static stiffness, high damping capability and new functions. In: *Nanotechnology* (1991), Nr. 2, S. 64–71
- [429] SHIOZAWA, Hisashi ; FUKUTOMI, Yasushi ; USHIODA, Tamotu ; YOSHIMURA, Susumu: Development of Ultra-Precision 3D-CMM Based on 3-D Metrology Frame. In: ASPE Conf. American Society for Prec. Eng., 1998, S. 15–18
- [430] SIEGMAN, Anthony E.: Lasers. University Science Books, 1986
- [431] Sill Optics: Katalog Laser Optics Machine Vision. February 2007. Katalog
- [432] SIOS Meßtechnik GmbH: Miniaturinterferometer mit Planspiegelreflektor Serie SP. Ilmenau, Oktober 2003. – Datenblatt
- [433] SMITH, S. T. ; LIU, X.: A profilometer for surface proximity probe applications. In: Nanotechnology (1992), Nr. 3, S. 37–41
- [434] SMITH, Stuart T.; SEUGLING, Richard M.: Sensor and actuator considerations for precision, small machines. In: Prec. Eng. (2006), Nr. 30, S. 245–264
- [435] SOMMER, Klaus-Dieter ; SIEBERT, Bernd R. L.: Praxisgerechtes Bestimmen der Messunsicherheit nach GUM. In: *Technisches Messen* 72 (2005), Nr. 5, S. 258–277
- [436] Sony: CXD1172AM/AP 6-bit 20MSPS Video A/D Converter (CMOS). Datenblatt
- [437] Sony Corp.: SNT-V704 Video Network Station. September 2005. Datenblatt

- [438] SPAAN, H. A. M. ; WIDDERSHOVEN, I. ; MOREL, M. A. A.: Novel calibration techniques and applications for touch probes with nanometre accuracy. In: *Proc of the 6th euspen International Conference* Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 386–389
- [439] STONE, J. A.; MURALIKRISHNAN, B.; STOUP, J. R.: A fiber probe for CMM measurements of small features. In: *Proc of SPIE: Optics & Photonics 2005* Bd. 5879. San Diego, California USA, 31 July - 4 August 2005
- [440] STONE, Jack A.; ZIMMERMAN, Jay H.: Index of Refraction of Air. emtoolbox.nist.gov/ Wavelength/Documentation.asp. - Online Ressource
- [441] Taiwan Seals Co. Ltd.: Spring Balancer. 17. July 2008. Datenblatt
- [442] TAKAMASU, Kiyoshi: Metrology Seminar: Nanometrology: CD-AFM and Nano-CMM. Department of Precision Engineering The University of Tokyo, December 2005. – Präsentation
- [443] TAKAMASU, Kiyoshi ; FUJIWARA, M. ; NAOI, H. ; OZONO, Shigeo: Friction drive system for nano-CMM. In: Procs Mechatronics 2000. Warsaw, Poland, 21.-23. September 2000, S. 565–568
- [444] TAKAMASU, Kiyoshi ; FUJIWARA, M. ; YAMAGUCHI, A. ; HIRAKI, Masahiko ; OZONO, Shigeo: Evaluation of Thermal Drift of Nano-CMM. In: *Euspen*, 2001, S. 306–309
- [445] TAKAMASU, Kiyoshi ; FURUTANI, Ryoshu ; OZONO, Shigeo: Development of Nano-CMM (Coordinate Measuring Machine with Nanometer Resolution). In: Proc of XIV IMEKO World Congress, Finland, 1997, S. 34–39
- [446] TAKAMASU, Kiyoshi ; HIRAKI, Masahiko ; ENAMI, Kazuhiro ; OZONO, Shigeo: Development of Nano-CMM and Parallel-CMM - CMM in the 21th Century. In: International Dimensional Metrology Workshop. Tennessee, USA, 10.-13. May 1999
- [447] TAKAMASU, Kiyoshi ; NOGAMI, Kenji ; ENAMI, Kazuhiro ; OZONO, Shigeo: Concepts of Nano-CMM (Coordinate Measuring Machine with Nanometer Resolution). In: Proc of Japan-China Bilateral Symposium on Advanced Manufacturing Engineering, 1996, S. 155–158
- [448] Taylor Hobson Ltd.: Form Talysurf PGI 1240. May 2005. Datenblatt
- [449] TEAGUE, E. C. ; LINHOLM, L. W. ; CRESSWELL, M. W. ; PENZES, W. B. ; KRAMAR, J. A. ; SCIRE, F. E. ; VILLARRUBIA, J. S. ; JUN, J. S.: Metrology Standards for Advanced Semiconductor Lithography Referenced to Atomic Spacings and Geometry. In: Proc. IEEE Int. Conference on Microelectronic Test Structures Bd. 6, 1993, S. 213–217
- [450] Team Nanotec GmbH: Product Catalogue SPM probe tips and characterizers. January 2005. – Katalog
- [451] Tetra: Faseroptische Sensoren zur Abstands- und Kraftmessung. 2008. Datenblatt

- [452] Texas Instruments: TLC5540 8-Bit High-speed Analog-to-Digital Converter. May 1999. Datenblatt
- [453] Texas Instruments: ADS6445, ADS6444, ADS6443, ADS6442. June 2007. Datenblatt
- [454] Texas Instruments: ADS5560, ADS5562. May 2008. Datenblatt
- [455] THALMANN, R.: Ultra precision μCMM using a low force 3D touch probe. 26. October 2006. Präsentation
- [456] THALMANN, Rudolf ; MELI, Felix ; KÜNG, Alain: Taktile Mikro-Koordinatenmesstechnik an den Grenzen. In: VDI-Berichte Nr. 1950, VDI/VDE-Gesellschaft Meß- und Automatisierungstechnik, 2006, S. 67–76
- [457] Thesycon: Universal USB1.1 and USB2.0 Development Kit for Windows. www.thesycon. de/eng/usbio.shtml. Version: 2008. - Online Ressource
- [458] THOME Präzision: Präzisionsgranitteile. www.thome-praezision.de. Version: 2002. Online Ressource
- [459] TIBREWALA, A ; PHATARALAOHA, A ; BÜTTGENBACH, S: Analysis of full and crossshaped boss membranes with piezoresistors in transversal strain configuration. In: *Journal* of Micromechanics and Microengineering (2008), 20 March, Nr. 18, S. 6
- [460] TÖRÖK, P. ; MULE'STAGNO, L.: Applications of scanning optical microscopy in materials science to detect bulk microdefects in semiconductors. In: *Journal of Microscopy* (1997), October, Nr. 188, S. 1–16
- [461] TÖRÖK, P. ; WILSON, T.: Rigorous theory for axial resolution in confocal microscopes. In: Optics Communications (1997), April, Nr. 137, S. 127–135
- [462] TRUMPER, David: Atomic Force Microscope Probe with Metrology, for Subatomic Measuring Machine. me.mit.edu\groups\pmc\Newprojects\AFM\afm.html. Version: April 2001. - Online Ressource
- [463] TSCHIRNICH, J.: Fehlereinflüsse bei interferentiellen Längenmessungen mit Lasern. In: Feingerätetechnik 25 (1976), Nr. 7, S. 304–306
- [464] TSUTSUMI, Hideki ; YOSHIZUMI, Keiichi ; TAKEUCHT, Hiroyuki: Ultrahigh Accurate 3-D Profilometer. In: Proc of SPIE Optical Design and Testing II Bd. 5638. Bellingham, Wash.
 : SPIE, 2005, S. 387–394
- [465] TSUTSUMI, Hideki ; YOSIZUMI, Keiichi ; TAKEUCHI, Hiroyuki: Presentation of Ultrahigh Accurate 3-D Profilometer and Case Examples of Measurement. 2003
- [466] VANDENPUT, A. J. A.; LOMONOVA, E. A.; MAKAROVIC, J.; HOL, S. A. J.; LEBEDEV, A.; JANSEN, J. W.: Novel Types of the Multi-Degrees-of-Freedom Electromagnetic Actuators.

In: SPEEDAM 2006 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion, 2006, S. S10–1 – S10–7

- [467] VEB FEINMESSZEUGFABRIK SUHL: Bedienungsanleitung Meßgrößenaufnehmer 764071, Mai 1991
- [468] Veeco Instruments Inc.: Replacing Cross-Section SEMs with the Dimension X3D AFM for Sensitive 193nm Photoresist Metrology. 2003. – Application Note
- [469] VERMEULEN, Marcus Martinus Petrus A.: High-Precision 3D-Coordinate Measuring Machine, TU Eindhoven, Diss., 1999
- [470] VERMEULEN, Marcus Martinus Petrus A.; ROSIELLE, P. C. J. N.; SCHELLEKENS, P. H. J.: Design of a High-Precision 3D-Coordinate Measuring Machine. In: Annals of the CIRP 47 (1998), January, Nr. 1, S. 447–450
- [471] VILLARRUBIA, J. S.: Algorithms for Scanned Probe Microscope Image Simulation, Surface Reconstruction, and Tip Estimation. In: Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology 102 (1997), July-August, Nr. 4, S. 425 – 454
- [472] VLIET, Wilhelmus P.: Development of a Fast Mechanical Probe for Coordinate Measuring Machines, TU Eindhoven, Diss., June 1996
- [473] VOGELER, Stefan G.: Kalibrieranordnung für Optoelektronische Winkelsensoren, TU Ilmenau, Projektarbeit, September 2002
- [474] VOGELER, Stefan G.: Positionsregelung von linearen Pr\u00e4zisionsantrieben, TU Ilmenau, Diplomarbeit, September 2003
- [475] VORNDRAN, Stefan: Schnelle Piezolinearantriebe f
 ür große Stellwege Funktion und Anwendung. In: special Antriebstechnik (2005), Nr. S1, S. 44–47
- [476] WAGNER, Sébastien: Simulation und Untersuchung von neuen Verfahren für die schnelle Berechnung von Höhenkarten basierend auf Weißlichtinterferometrie, Fachhochschule Esslingen, Diplomarbeit, Februar 2005
- [477] WANG, Wei-Li ; FAN, Kuang-Chao ; CHEN, Ye-Jin ; FEI, Ye-Tai: Development of a touch trigger probe for micro/nano CMM. In: Proc. SPIE Micro-Nano Metrology and MEMS Bd. 7130, 2008
- [478] WANG, Youjin ; XIE, Guangping: High accuracy measurement of air refractive index in real-time. In: Procs ASPE 2002 Annual Meeting American Society for Prec. Eng., 2002, S. 470–473
- [479] WEBSTER, John G.: The Measurement, Instrumentation and Sensors Handbook on CD-ROM. University of Wisconsin, Madison, USA : CRC Press, 1999. – ISBN 9780849321450

- [480] WECKENMANN, A.; ERNST, R.: Anforderungen an die zukünftige Mikro- und Nanomesstechnik - Herausforderungen und Vorgehensweisen. In: *Technisches Messen* 67 (2000), Juli/August, Nr. 7-8, S. 334–342
- [481] WECKENMANN, A.; ESTLER, T.; PEGGS, G.; MCMURTRY, D.: Probing Systems in Dimensional Metrology. In: Annals of the CIRP 53 (2004), Nr. 2, S. 657–684
- [482] WECKENMANN, A. ; HOFFMANN, J.: Micro and Nano Coordinate Measuring Technique. In: 50. Internationales Wissenschaftliches Kolloquium, TU Ilmenau, 19. - 23. September 2005
- [483] WECKENMANN, A. ; HOFFMANN, J.: Long Range 3 D Scanning Tunnelling Microscopy. In: Annals of the CIRP 56 (2007), Nr. 1, S. 525–528
- [484] WECKENMANN, Albert ; GAWANDE, Bernd: Koordinatenmeßtechnik. 1. Auflage. Carl Hanser Verlag München Wien, 1999. – ISBN 3–446–17991–7
- [485] WECKENMANN, Albert ; HOFFMANN, Jörg ; SCHULER, Alexander: Development of a tunnelling current sensor for a long-range nano-positioning device. In: Meas. Sci. Technol. (2008), Nr. 19
- [486] WECKENMANN, Albert ; WIEDENHÖFER, Thomas ; BÜTTGENBACH, Stephanus ; KRAH, Thomas ; FLEISCHER, Jürgen ; BUCHHOLZ, Ivesa ; VIERING, Benjamin ; KRANZMANN, Axel ; RITTER, Martin ; KRÜGER-SEHM, Rolf ; BAKUCZ, Peter ; SCHMITT, Robert ; KOERFER, Friedel: Trends bei der Entwicklung von Normalen für die Mikro- und Nanomesstechnik. In: Technisches Messen 75 (2008), Nr. 5, S. 288–297
- [487] WEIS, Hanna S.: Numerische und messtechnische Untersuchungen zum Temperaturverhalten in Präzisionsmessgeräten, TU Ilmenau, Diplomarbeit, 28. September 2006
- [488] WELTER, Matthias: Beitrag zur Entwicklung nanoskaliger Kalibriersysteme, TU Ilmenau, Diss., Oktober 2006
- [489] WHITEHOUSE, D. J.: Surface metrology. In: Meas. Sci. Technol. (1997), Nr. 8, S. 955–972
- [490] Wikimedia Foundation Inc.: WIKIPEDIA Die freie Enzyklopädie. de.wikipedia.org. Deutsche Onlineausgabe
- [491] Wikimedia Foundation Inc.: WIKIPEDIA The Free Encyclopedia. de.wikipedia.org. Englische Onlineausgabe
- [492] Wikimedia Foundation Inc.: WIKIPEDIA Die freie Enzyklopädie. Berlin, 20. September 2006. – Deutsche DVD-ROM-Ausgabe
- [493] Wikimedia Foundation Inc.: Nanotechnology/AFM. en.wikibooks.org/wiki/ Nanotechnology/AFM. Version: 11. March 2008. - Online Ressource

- [494] WILHELM, Stefan ; GRÖBLER, Bernhard ; GLUCH, Martin ; HEINZ, Hartmut: Confocal Laser Scanning Microscopy. Berlin, September 2003. – Technische Information
- [495] WILKENING, G.: Nanopositionierung die Basis der Nanometrologie. In: Technisches Messen 67 (2000), Juli/August, Nr. 7-8, S. 298–305
- [496] WINDECKER, R. ; FLEISCHER, M. ; TIZIANI, H. J.: White-light interferometry with an extended zoom range. In: *Journal of Modern Optics* 46 (1999), Nr. 7, S. 1123–1135
- [497] WOODY, Shane C. ; SMITH, Stuart T.: Resonance-based vector touch sensor. In: Prec. Eng. (2003), Nr. 27, S. 221–233
- [498] WU, Chien-Ming ; SU, Ching-Shen: Nonlinearity in measurements of length by optical interferometry. In: Meas. Sci. Technol. (1996), Nr. 7, S. 62 – 68
- [499] WURMUS, Jens: Stabilisierung von He-Ne-Lasern f
 ür die interferenzoptische Me
 βtechnik, TU Ilmenau, Diss., 2004
- [500] WYANT, James C.: Advances in Interferometric Metrology. In: Proc of SPIE Optical Design and Testing Bd. 4927, SPIE, 2002, S. 154–162
- [501] WYANT, James C.: Advances in Interferometric Surface Measurement. In: Proc of SPIE Optical Devices and Instruments Bd. 6024, SPIE, 2005, S. 602401–1–11
- [502] WYANT, James C.; CREATH, Katherine: Advances in interferometric optical profiling. In: Int. Journal Mach. Tools Manufact 32 (1992), Nr. 1/2, S. 5–10
- [503] XPRESS Precision Engineering: GANNEN Ultra precision 3D tactile probe. Blekerwei 5, 5551 MX Dommelen, The Netherlands, 20. February 2007. – Datenblatt
- [504] XPRESS Precision Engineering: GANNEN XP. Blekerwei 5, 5551 MX Dommelen, The Netherlands, 20. February 2008. – Datenblatt
- [505] YANG, H. ; BUICE, E. S. ; SMITH, S. T. ; HOCKEN, R. J. ; FAGAN, T. J. ; TRUMPER, D. L. ; OTTEN, D. ; SEUGLING, R. M.: Design and performance evaluation of a coarse/fine precision motion control system. In: Proc of the 5th euspen International Conference. Montpellier, France, May 2005
- [506] YANG, Hua; BUICE, Eric S.; FAGAN, Terence J.; SMITH, Stuart T.; HOCKEN, Robert J. ; OTTEN, David ; TRUMPER, David L. ; SEUGLING, Richard M.: A coarse/fine motion control stage: preliminary studies. In: *The 19th Annual Meeting* American Society for Prec. Eng., 2004
- [507] YANG, Shimin ; LI, Shuhe ; KAISER, Mark J. ; ERIC, Fung Hoi K.: A probe for the measurement of diameters and form errors of small holes. In: *Meas. Sci. Technol.* (1998), Nr. 9, S. 1365–1368

- [508] YEN, Jia-Yush ; LAN, Kuo-Jung ; KRAMAR, John A.: Active vibration isolation of a large stroke scanning probe microscope by using discrete sliding mode control. In: Sensors and Actuators (2005), S. 243–250
- [509] YOSHIDA, Shinya ; MINAMI, Kohji ; OKADA, Kuniaki ; YAMAMOTO, Hiroyuki ; UEYAMA, Tetsuo ; SAKAI, Keiji ; KURATA, Yukio: Optical Pickup Employing a Hologram-Laser-Photodiode Unit. In: Japanese Journal of Applied Physics 39 (2000), S. 877–882
- [510] YOSHIOKA, H.; TANIGUCHI, K.; SHINNO, H.: A Novel Linear Motor Driven Aerostatic Planar Positioning Table System for Nano-Machining. In: Proc of the 6th euspen International Conference Bd. 1. Baden bei Wien, Austria, May 2006, S. 305–308
- [511] YOUDEN, David H.: A Table Top CMM With Sub-Micron Capability. In: The Sixeenth Annual Meeting. Crystal City Arlington Virginia, 10.-15. November 2001, S. 70–81
- [512] YOUDEN, David H.: Small Coordinate Measuring Machine Specifications. Clayton, NC 27520 USA, 16. October 2003. – Datenblatt
- [513] YOUNG, Russell ; WARD, John ; SCIRE, Fredric: The Topografiner: An Instrument for Measuring Surface Microtopography. In: *Review of scientific instruments* 43 (1972), July, Nr. 7, S. 999–1011
- [514] ZENG, Lijiang ; FUJIMA, Ichiro ; HIRAI, Akiko ; MATSUMOTO, Hirokazu ; IWASAKI, Shigeo: A two-color heterodyne interferometer for measuring the refractive index of air using an optical diffraction grating. In: *Optics Communications* (2002), Nr. 203, S. 243–247
- [515] ZHANG, Liang: Fiber-optic coupled heterodyne interferometer. Charlotte, University Carolina at Charlotte, Diss., 2003
- [516] ZHANG, Liang ; PATTERSON, Steven R.: Optical mixing errors in a fiber-optic coupled heterodyne interferometer. In: Procs ASPE 2002 Annual Meeting American Society for Prec. Eng., 2002
- [517] ZHANG, Zhiping ; CHENG, Zhaogu ; QIN, Zhaoyu ; ZHU, Jianqiang: Modelling and simulation of the second-order Doppler error of a laser dual-frequency interferometer. In: *Meas. Sci. Technol.* (2007), Nr. 18, S. 1848–1852
- [518] ZIMMERMANN, Jan: Modellbildung eines linearen Präzisionsantriebes, TU Ilmenau, Studienjahresarbeit, 2004
- [519] ZUURVEEN, Frans: Supernauwkeurig meten met ISARA. In: Mikroniek (2005), Nr. 2, S. 5–10
- [520] Zygo Corporation: ZMI Optics Guide OMP-0326J. Rev. J. Middlefield, Connecticut 06455-0448 USA, February 1999. – Katalog