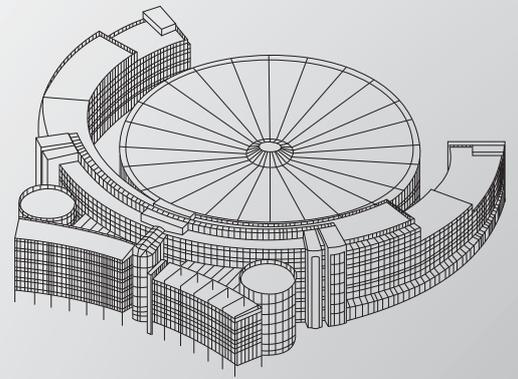


BERICHTE AUS DEM PRODUKTIONSTECHNISCHEN ZENTRUM BERLIN



Sebastian Scheiding

Vereinfachung der Systemmontage von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen

 **Fraunhofer**
IPK

INSTITUT
PRODUKTIONSANLAGEN UND
KONSTRUKTIONSTECHNIK

WZL

INSTITUT
WERKZEUGMASCHINEN UND FABRIKBETRIEB
TECHNISCHE UNIVERSITÄT BERLIN

BERICHTE AUS DEM PRODUKTIONSTECHNISCHEN ZENTRUM BERLIN

Sebastian Scheiding

Vereinfachung der Systemmontage von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen

Herausgeber:

Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. E. Uhlmann

Prof. Dr.-Ing. G. Seliger

Prof. Dr.-Ing. R. Jochem

Prof. Dr.-Ing. H. Kohl

Prof. Dr.-Ing. J. Krüger

Prof. Dr.-Ing. M. Rethmeier

Prof. Dr.-Ing. R. Stark

Kontaktadresse:

Fraunhofer-Institut für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik IPK
Pascalstraße 8-9
10587 Berlin
Telefon 030 39006-0
Fax 030 39110-37
E-Mail info@ipk.fraunhofer.de
URL www.ipk.fraunhofer.de

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der
Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im
Internet über www.dnb.de abrufbar.
ISBN (Print): 978-3-8396-0774-9

D 83

Zugl.: Berlin, TU, Diss., 2014

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

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

© by **FRAUNHOFER VERLAG**, 2014

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB
Postfach 800469, 70504 Stuttgart
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart
Telefon 0711 970-2500
Fax 0711 970-2508
E-Mail verlag@fraunhofer.de
URL <http://verlag.fraunhofer.de>

Alle Rechte vorbehalten

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

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften.

Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

**Vereinfachung der Systemmontage
von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen**

von Diplom-Ingenieur Sebastian Scheiding
aus Berlin

von der Fakultät V - Verkehrs- und Maschinensysteme
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -
genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Henning Jürgen Meyer (TU-Berlin)
Gutachter: Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann (TU-Berlin)
Prof. Dr. rer. nat. habil. Andreas Tünnermann (FSU Jena)

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 30. Januar 2014

Berlin 2014
D83

In Erinnerung an Prof. Dr. rer. nat. Martin Schmidt

Vorwort des Herausgebers

Metalloptische Spiegelteleskope sind aufgrund der wirtschaftlichen Vorteile und der Flexibilität der Ultrapräzisionsbearbeitung ein Standard für Infrarot-Abbildungssysteme. Neue Anforderungen an die Produktion werden durch die wachsende Komplexität moderner optischer Designs gestellt, die auf Basis von Freiformflächen oder asphärischen Spiegelkörpern ohne Rotationssymmetrie abbilden. Neben der wirtschaftlichen Fertigung der Spiegelflächen durch die Ultrapräzisionsbearbeitung ist auch die effiziente Montage ohne aufwändige Justierprozesse für die rentable und zuverlässige Produktion von komplexen optischen Systemen Gegenstand der aktuellen Forschung.

Das Ziel dieser Arbeit ist die Sicherstellung einer einfachen und effizienten Montage von komplexen metalloptischen Spiegelteleskopen. Dieses gelingt durch eine ganzheitliche Optimierung der Produktstruktur und der Prozesskette der Optikproduktion. Aufwändige Justierarbeiten werden durch eine neuartige Integralbauweise von Spiegeln in Baugruppen minimiert. Die neue Produktstruktur erlaubt eine Minimierung von Montageoperationen. Die optischen Elemente einer Baugruppe werden in einem gemeinsamen Koordinatensystem auf einer Ultrapräzisionsmaschine bearbeitet, sodass die Lagezuordnung zweier asphärischer Flächen im Submikrometer- und Winkelsekundenbereich ohne Justierarbeiten realisiert wird.

Eine weiterführende Vereinfachung der Montage wird durch eine eindeutige Lagezuordnung der optischen Fläche zu Bezugssystemen in allen Prozessschritten der Optikproduktion, einschließlich der Metrologie und Montage erzielt. Die Bezugssysteme werden in gemeinsamer Aufspannung mit der Spiegelfläche in einem neuartigen Fräsverfahren auf einer Ultrapräzisionsdrehmaschine hergestellt. Diese innovative Erweiterung der Prozessumgebung erlaubt die Herstellung der Bezugsgeometrien am Spiegelkörper mit hoher Gestaltungsfreiheit hinsichtlich der Form und der Anordnung, bei gleichzeitiger Einhaltung von Toleranzen im Submikrometer-Bereich.

Die Bezugssysteme werden in Mess- und Montageprozessen zur Ausrichtung der komplexen Flächen in allen Freiheitsgraden verwendet. Anhand der Realisierung zweier komplexer, beugungsbegrenzter IR-Teleskope werden die entwickelten Gestaltungsprinzipien und Methoden exemplarisch ausgeführt und erfolgreich erprobt. Damit liefert diese Dissertation einen wichtigen Beitrag zur Erhöhung der Prozesseffizienz in der Produktion komplexer optischer Systeme.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer-Institut für Angewandte Optik und Feinmechanik IOF und dem Institut für Angewandte Physik der Friedrich-Schiller-Universität Jena.

Ich danke Prof. Dr. rer. nat. Martin Schmidt, der als Mentor meinen Weg bis zu seinem frühen Tod begleitet hat. Wie kein Zweiter hat er mein wissenschaftliches Denken geprägt und den Drang zum angewandten, akademischen Arbeiten gefördert.

Mein besonderer Dank gilt dem Direktor des Institutes für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb der Technischen Universität Berlin sowie Institutsleiter des Fraunhofer-Institutes für Produktionsanlagen und Konstruktionstechnik IPK, Herrn Prof. Dr. h. c. Dr.-Ing. Eckart Uhlmann für die Übernahme des Hauptreferates sowie seine Betreuung und Unterstützung der Promotion. Herrn Prof. Dr. rer. nat. habil. Andreas Tünnermann, Direktor des Institutes für Angewandte Physik der Friedrich-Schiller-Universität Jena und Institutsleiter des Fraunhofer-Institutes für Angewandte Optik und Feinmechanik IOF danke ich für die stete Förderung und Unterstützung der Arbeit sowie für die Übernahme des Korreferates. Für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss danke ich besonders Herrn Prof. Dr.-Ing. Henning Jürgen Meyer, Dekan der Fakultät V und Leiter des Fachgebiets Konstruktion von Maschinensystemen.

Für die Förderung der Arbeit und die wissenschaftlichen Gespräche danke ich dem Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V., Raumfahrt-Agentur, Erdbeobachtung insbesondere Dr. Thomas Eversberg und Dr. Matthias Alpers sowie der EADS Astrium GmbH für die Bereitstellung des optischen Designs.

Weiterhin danke ich allen Kollegen, insbesondere Dr.-Ing. Stefan Risse, Dr. rer. nat. Ramona Eberhardt, Dipl.-Ing. Andreas Gebhardt, Dipl.-Ing. (FH) Christoph Damm, Dr. rer. nat. habil. Uwe D. Zeitner und Dr. rer. nat. Thomas Peschel, sowie den Mitarbeitern des Fraunhofer IOF, die in zahlreichen Diskussionen zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Für die nicht nur fachliche Unterstützung danke ich meinen wehrten Kollegen Dr.-Ing. Christoph Schenk, Dipl.-Ing. (FH) Nils Heidler und Dipl.-Ing. Carolin Rothardt.

Meine Eltern Michael und Evelyn Scheiding verdienen meine besondere Anerkennung; beide trugen in besonderer Weise zum erfolgreichen Abschluss der Promotion bei. Schließlich möchte ich ganz besonders herzlich meiner Familie, Berith und Svea für viel Liebe, Ruhe, Vertrauen und Motivation danken, die sie mir auch in angespannten Situationen stets zu geben vermögen.

Inhaltsverzeichnis

0 Formel- und Kurzzeichen	IX
1 Einleitung	1
2 Stand des Wissens	3
2.1 Grundlagen der Optikmontage	3
2.1.1 Begriffe und Definitionen	3
2.1.2 Anforderungen	5
2.1.3 Klassifizierung	7
2.2 Anforderungen an optische Elemente	9
2.2.1 Oberflächenformabweichung	9
2.2.2 Oberflächenfeingestalt	11
2.3 Montage von Rundoptiken	14
2.3.1 Fassungstechnik	14
2.3.2 Unmittelbare Verbindung	15
2.3.3 Mittelbare Verbindung	16
2.4 Montage von Spiegelteleskopen	18
2.4.1 Klassifizierung	18
2.4.2 Werkstoffe	18
2.4.3 On-Axis-Teleskope	22
2.4.4 Off-Axis-Teleskope	24
3 Ziel der Arbeit	33
4 Methoden zur Vereinfachung der Systemmontage	35
4.1 Optisches Design	35
4.2 Toleranzanalyse	37
4.2.1 Klassisches System	37
4.2.2 Modulares System	40
4.3 Spiegelmodule mit Rotationssymmetrie	43
4.3.1 Optomechanischer Aufbau	43
4.3.2 Korrekturzyklus der Form und der Position	45
4.3.3 Bezugssysteme für die Profilometrie	48
4.3.4 Montageprinzip zur einfachen Integration	54
4.4 Spiegelmodule mit Freiformflächen	57
4.4.1 Freiformteleskop	57
4.4.2 Geometrische Transformation	58
4.4.3 Optomechanischer Aufbau	60
4.4.4 Bezugssysteme für die Interferometrie	63
4.5 Herstellung nicht-rotationssymmetrischer Bezugssysteme	70
4.5.1 Integration eines Fräsprozesses	70

4.5.2 Programmierung der c-Achsen-Bearbeitung	73
4.5.3 Bezugssysteme für die Profilometrie	78
4.5.4 Bezugssysteme für die Interferometrie	82
5 Fertigung und vereinfachte Montage von IR-Spiegelteleskopen	89
5.1 Spiegelteleskop mit Rotationssymmetrie	89
5.1.1 Prozessparameter der UP-Bearbeitung	89
5.1.2 Korrektur der Form und der Position	92
5.1.3 Montage und Demontage eines Spiegelmoduls	96
5.1.4 Fly-Cutting der Teleskopstruktur	98
5.1.5 Systemintegration und Charakterisierung	99
5.2 Spiegelteleskop mit Freiformfläche	105
5.2.1 Prozessparameter der Freiformbearbeitung	105
5.2.2 Freiformkorrektur	106
5.2.3 Montage des Spiegelmoduls	112
5.2.4 Systemmontage und Charakterisierung	113
6 Vergleich der Gütekriterien	119
7 Zusammenfassung und Ausblick	121
A Anhang	125
Abbildungsverzeichnis	129
Tabellenverzeichnis	131
Literatur	133

0 Formel- und Kurzzeichen

Lateinische Buchstaben

a	Beschleunigung	m/s^2
a_p	Zustellung	m
A_{2i}	gerade Asphärenkoeffizienten	-
c	Kurvenlänge	m
d	Durchmesser	m
E	Elastizitätsmodul	N/m^2
f	Vorschub	m
$f/\#$	Blendenzahl	-
f_z	Zahnvorschub	m
i	Laufindex	-
k	Wärmeleitfähigkeit	W/mK
l	Länge	m
m	Masse	kg
n	Drehzahl	min^{-1}
n_{Br}	Brechungsindex	-
NA	Numerische Apertur	-
R	Krümmungsradius	m
r	radialer Abstand zur optischen Achse	m
r_ϵ	Werkzeugradius	m
R_x, R_y, R_z	Rotation um die Koordinatenrichtungen des rechtshändigen kartesischen Koordinatensystems	$^\circ$
T	Satzzeit	s
TIS	Total Integrated Scatter	-
T_x, T_y, T_z	Translation entlang der Koordinatenrichtungen des rechtshändigen kartesischen Koordinatensystems	m
V	Definitionshelligkeit (<i>engl. Strehl ratio</i>)	-
v	Geschwindigkeit	m/s
v_c	Schnittgeschwindigkeit	m/s
v_f	Vorschubgeschwindigkeit	m/s
x, y, z	Koordinatenrichtungen des rechtshändigen kartesischen Koordinatensystems	m
z	Pfeilhöhe der Asphäre	m
\vec{n}	Normalenvektor	-
$\vec{r}, \vec{s}, \vec{t}, \vec{u}, \vec{v}, \vec{w}$	Richtungsvektoren	-

Griechische Buchstaben

α	Winkel	°
α_{th}	thermischer Ausdehnungskoeffizient	K ⁻¹
Δh	Höhendifferenz	m
Δl	Längendifferenz	m
ΔT	Temperaturänderung	K
Δ	Formabweichung/Fehler	m
δ	relative Flächenkipfung	°
$\frac{\Delta l}{l}$	Langzeitstabilität	a ⁻¹
Γ	Abbildungsmaßstab	-
κ	konische Konstante	-
λ	spektrale Wellenlänge	m
ν	Poissonzahl/Querkontraktionszahl	-
Φ	spezifische Steifigkeit	m ² /s ²
ϕ	tangentialer Winkel	°
ρ	Massendichte	kg/m ³
σ	Standardabweichung	m
σ^2	Varianz	m ²
Θ	thermische Stabilität	W/m
φ	Winkel	°
ϑ	Temperatur	°C

Indizes

<i>AST</i>	Astigmatismus	-
<i>Bezug</i>	Bezugssystem	-
<i>BF</i>	Best-Fit	-
<i>cl</i>	cutting location	-
<i>D</i>	Off-Axis-Abstand	-
<i>Design</i>	Optikdesign	-
<i>DOF</i>	Degree Of Freedom (<i>dt. Freiheitsgrad</i>)	-
<i>E</i>	Element	-
<i>finish</i>	Feinbearbeitung	-
<i>Fraesen</i>	Fräsprozess	-
<i>fts</i>	Fast Tool Servo/Freiform	-
<i>ges</i>	gesamt	-
<i>Ideal</i>	Idealisiert	-
<i>IRR</i>	Irregularität	-
<i>max</i>	Maximum	-

<i>Merit</i>	Gütekriterium	-
<i>Messen</i>	Messprozess	-
<i>min</i>	Minimum	-
<i>PV</i>	peak-to-valley	-
<i>PWR</i>	Power	-
<i>rms</i>	root mean square (<i>dt. quadratischer Mittelwert</i>)	-
<i>Rotation</i>	Drehung	-
<i>rough</i>	Schruppbearbeitung	-
<i>rss</i>	Root Sum Square	-
<i>th</i>	theoretisch	-
	Parallel	-
⊥	Senkrecht	-

Abkürzungen

CA	Clear Aperture (<i>dt. Freie Apertur</i>)
CAD	Computer-Aided Design (<i>dt. Rechnerunterstütztes Konstruieren</i>)
CAM	Computer-Aided Manufacturing (<i>dt. Rechnerunterstützte Fertigung</i>)
CVD	Chemical Vapor Desposition
CCP	Computer Controlled Polishing
CGH	Computer Generiertes Hologramm
CMP	Chemical Mechanical Polishing
EUV	Extrem Ultraviolett
FEM	Finite Elemente Methode
FTS	Fast Tool Servo
FTIR-Spektrometer	Fourier-Transformations-Infrarotspektrometer
FM	Faltspiegel
HIP	Heißisostatisches Pressen
HSFR	High-Spatial-Frequency-Roughness
JSS56	Jena Spaceborne Scanner 56
MTF	Modulationsübertragungsfunktion
MSFR	Mid-Spatial-Frequency-Roughness
MTG	Metrosat Third Generation
IBF	Ion Beam Figuring
IR	Infrarot
IRS	Infrared Sounder
JDM	Justierdrehmaschine
KMG	Koordinatenmessgerät
LSFR	Low-Spatial-Frequency-Roughness
LOWESS	Locally Weighted Scatterplot Smoothing
M1	Primärspiegel

M2	Sekundärspiegel
M3	Tertiärspiegel
NA	Numerische Apertur
NC	Numeric-Control
NiP	Nickel-Phosphor
NIR	Nahes Infrarot
MIR	Mittleres Infrarot
MPE	Maximum Permissible Error
MRF	Magnetorheological Finishing
OFHC	Oxygen-Free High Conductivity
PV	peak-to-valley
PSD	Power Spectral Density (<i>dt. Leistungsdichtespektrum</i>)
PSF	Point Spread Function (<i>dt. Punktbildfunktion</i>)
R^3	Euklidischer Raum
RSP	Rapid Solidification Process
RSA	Rapid Solidification Alloy
RSS	Root Sum Squares
rms	root mean square
SiC	Silicium Carbid
STS	Slow Tool Servo
TIS	Total Integrated Scatter
TMA	Three Mirror Anastigmat
TWI	Tilted Wave Interferometry
TF	Transmission Flat
ULE®	Ultra Low Expansion Glass
UV	Ultraviolett
UP	Ultrapräzision
UPM	Ultrapräzisionsmaschine

VIS	Visible Spectral Range (<i>dt. sichtbares Spektrum</i>)
VNIR	Visible Near Infrared
VON	Variable Optical Null
WFE	Wave Front Error (<i>dt. Wellenfrontfehler</i>)

1 Einleitung

Leistungsfähige optische Systeme erfordern eine präzise Lagezuordnung der Elemente im Strahlengang, um die Anforderungen an die optische Übertragungsfunktion zu erfüllen. Kleinstserien oder Einzelstücke, wie z.B. Erdbeobachtungsteleskope oder Spektrometer in einer „Steckmontage“ zu integrieren, erscheint paradox, insbesondere aufgrund der geforderten mechanischen Toleranzen im Mikrometerbereich und eingeführter Prinzipien der manuellen Montage. Dem gegenüber steht der hohe technische Aufwand eines manuellen Ausrichtens eines Hochleistungssystems. Die Vernachlässigung von Montageprinzipien beim Entwurf und der Herstellung der optischen Elemente und Systeme kann Ursache einer mangelnden Systemgüte oder im schlimmsten Fall fehlender grundsätzlicher Realisierbarkeit der Abbildung sein. So belegen FIGOSKI ET AL. [FIG89] die Notwendigkeit einer montagebegleitenden Optikrechnung zum Aufbau eines beugungsbegrenzten Three Mirror Anastigmat (TMA)-Teleskops. Wie LUNDGREN UND WOLFE [LUN91] bestätigen, basiert das Erzielen der Abbildungsgüte auf einer iterativen Annäherung des Justierzustandes. Nach mehrfachem Durchlauf einer alternierenden Folge von Mess-, Optimierungs- und Justierprozessen konvergiert das Gütekriterium der optischen Abbildung in einem lokalen Minimum. Dieser manuelle Regelkreis der gerichteten Systemmontage von Spiegelteleskopen ist sehr zeit- und kostenintensiv und resultiert nicht immer in einer optimalen Abbildungsqualität.

Ziel der Vereinfachung der Montage ist die Kostenreduktion bei gleichzeitiger Erhöhung der Sicherheit der Funktionserfüllung und der Systemqualität. Im Instrumentenbau von Abbildungssystemen für den Weltraumeinsatz ist die Minimierung von Risiken und die Technologiedemonstration trotz kleiner Stückzahlen von herausgehobener Bedeutung.

Lösungen zur prozesssicheren Montage mit reduziertem Justieraufwand sind bei der Optikproduktion von Hochleistungssystemen gefasster, refraktiver Rundoptiken kleiner Durchmesser nach GUYENOT [GUY08] und FRANK [FRA08] eingeführt. Bezugsflächen an der Fassung werden beim Justierdrehen zur Lagezuordnung der optischen Elemente im Montageprozess abgerichtet. Geringe Form- und Lagetoleranzen der Bezugselemente in Relation zur optischen Fläche werden durch mikrospanende Bearbeitungsverfahren erzielt. Eine vergleichbare Technologie ist in den Prozessketten zur Herstellung reflektiver optischer Systeme auf der Basis von Metallspiegeln bisher nicht entwickelt, obwohl die technologischen Voraussetzungen durch die verfügbare Fertigungsumgebung vorhanden sind.

Mikrospanende Bearbeitungsverfahren werden seit Mitte der 1960er Jahre zur industriellen Herstellung von Spiegeln für Infrarot-Anwendungen und zur Herstellung von Präzisionsbauteilen eingesetzt. Die Bearbeitung von Nichteisenmetallen und einigen Kristallen mit monokristallinen Diamantwerkzeugen führte zum umfassenden Einsatz von asphärischen Oberflächen im Strahlengang, insbesondere Infrarot-optischer Systeme. Gleichzeitig bietet das Bearbeitungsverfahren ein eingeschränktes Potential, die Position und Orientierung der optischen Fläche mit Bezug zum Spiegelkörper zu fixieren, um auf die Lagezuordnung in Metrologie- und Montageprozessen des Systems zugreifen zu können.

Bei der Montage von reflektiven Teleskopoptiken werden vereinzelt Ansätze zur Minimierung des Justieraufwandes verfolgt. Aufgrund der nicht zentrierten Ausführung dieser Systeme, der Abmaße und der Verwendung von asphärischen oder freigeformten Spiegeln mit asymmetrischen Aperturen ist der Montageaufwand deutlich höher im Vergleich zu zentrierten rundoptischen Systemen. SWEENEY [SWE02], DE VOS ET AL. [DEV10] und CARRIGAN [CAR12] demonstrieren die Herstellung von Bezügen für die Montage mit geringen fertigungstechnischen Abweichungen zu den Spiegelflächen. Verallgemeinert sind die veröffentlichten Systeme mit freien Aperturen $< \varnothing 40$ mm entweder klein oder den Spiegeloptiken mangelt es an Abbildungsgüte, die insbesondere für die Verwendung als Eingangsoptik von Fourier-Transformations-Spektrometern beugungsbegrenzt sein muss. Die Ansätze sind auf eine Montage der optischen Systeme ohne Justierung bezogen und stellen im Wesentlichen Einzellösungen ohne generischen Charakter dar. CHAN UND PRESTON [CHA99] präsentieren einen monolithischen, integralen Aufbau von Spiegeln auf einem Spiegelkörper, der aufgrund der geometrischen Beschränkungen auf eine Vielzahl von optischen Systemen nicht anwendbar ist oder eine starke Modifikation des optischen Designs erfordert. KROES ET AL. [KRO07] belegen Konstruktionsprinzipien zur Vereinfachung der Montage für optische Systeme im mittelwelligen und langwelligen Infrarot. Das Gütekriterium der diskutierten Teleskope ist nicht die Beugungsbegrenzung sondern die Spotgröße.

Um die Anforderungen moderner, beugungsbegrenzter optischer Systeme zu erfüllen, die mitunter auch auf der Basis von Freiformflächen aufgebaut sind, ist neben der Systematisierung der Konstruktionsprinzipien eine Erweiterung der Prozesstechnik zur Herstellung von Bezugssystemen mit Toleranzen im Mikrometerbereich erforderlich. Die eindeutige, vollständige und durchgehende Zuordnung der Lage der optischen Flächen zum Spiegelkörper im Fertigungs- und Montageprozess ist die zentrale Herausforderung zur effizienten Gestaltung der Montage reflektiver Abbildungssysteme.

2 Stand des Wissens

2.1 Grundlagen der Optikmontage

2.1.1 Begriffe und Definitionen

Die Gesamtheit aller Vorgänge, die dem Zusammenbau geometrisch bestimmter Körper dienen, werden in der [VDI2860] als **Montieren** bezeichnet. Die lösungsneutralen Funktionen des Montierens sind Handhaben, Justieren, Fügen, Kontrollieren und ggf. Sonderoperationen, wie im Bereich der Optikherstellung, z. B. Reinigen oder Randschwärzen.

Der Justierung optischer Systeme kommt aufgrund der Komplexität eine besondere Bedeutung zu. Die Justierung ist in [VDI2860] Bl. 2 definiert als:

Justieren

Gesamtheit aller während oder nach dem Zusammenbau von Erzeugnissen planmäßig notwendigen Tätigkeiten zum Ausgleich fertigungstechnisch unvermeidbarer Abweichungen mit dem Ziel, geforderte Funktionen, Funktionsgenauigkeiten oder Eigenschaften von Erzeugnissen innerhalb vorgegebener Grenzen zu erreichen.

SPUR UND STÖFERLE [SPU86] beschreiben die in [DIN8580] zusammengefassten Fertigungsverfahren, die allgemein zum Ausgleich der fertigungstechnisch unvermeidbaren Abweichungen verwendet werden können.

Optische Flächen sollen entsprechend dem Toleranzbudget, in allen sechs Freiheitsgraden bestimmt, an ihrer nominellen Position stehen. Ein **Freiheitsgrad** ist die unabhängige Bewegungsmöglichkeit eines Körpers im Raum. Die exakte Lagezuordnung der optischen Elemente ist nicht in allen Freiheitsgraden gleichermaßen wichtig für die Erfüllung der Funktion. Die optische Wirkung einer Fläche hängt von deren Geometrie ab. Die optischen Grundgeometrien sind Planflächen, Sphären, Asphären und Freiformflächen. Letztere sind in [DIN58174] als beliebig komplexe Flächen unter Anmerkung der fehlenden Symmetrie definiert. In der Arbeit wird die von GARRARD ET AL. [GAR05] vorgeschlagene Definition verwendet, die eine Freiformfläche in Abhängigkeit von der verwendeten Rotationssymmetrie klassifiziert.

Die **Freiformfläche** ist

jede nicht-rotationssymmetrische Oberfläche oder jede rotationssymmetrische Oberfläche, die nicht um ihre Symmetrieachse rotiert wird.

Nicht alle möglichen Freiheitsgrade müssen gleichermaßen exakt toleriert werden. Diejenigen mit direktem Einfluss auf die Erfüllung der Übertragungsfunktion werden als **funktionsrelevante Freiheitsgrade** definiert.

Funktionsrelevante Freiheitsgrade sind

unabhängige Bewegungsmöglichkeiten optischer Elemente im Raum mit direkter Auswirkung auf die optische Übertragungsfunktion.

Für die optischen Grundelemente Sphäre, Asphäre und Freiformfläche, werden analog zur Planfläche die funktionsrelevanten Freiheitsgrade, wie Tabelle 2-1 zeigt, abgeleitet. Die Richtungskonvention des Koordinatensystems wird aus der Normung übernommen [ISO10110]. Die z-Achse entspricht der optischen Achse. Die x- und y-Achsen bilden ein kartesisches Rechtssystem mit der z-Achse, wobei die xz-Ebene die Sagittalebene ist und die yz-Ebene als Meridionalebene bezeichnet wird.

Eine Planfläche wirkt optisch unabhängig von ihrer Dezentrierung oder Rotation um die Flächennormale. Die Verschiebung entlang der optischen Achse sowie die Neigungen um die Achsen senkrecht zur Flächennormale müssen präzise gebunden sein. Eine sphärische Funktionsfläche zeigt die gleiche Änderung der Übertragungsfunktion bei einer Verschiebung senkrecht zur optischen Achse, wie bei einer Neigung relativ zur optischen Achse. Daher kann die Verkippung einer Sphäre durch eine Verschiebung vollständig kompensiert werden. Somit hat eine sphärische optische Funktionsfläche drei funktionsrelevante Freiheitsgrade. Im Fall der rotationssymmetrischen Asphäre ist nur die Drehung um die Symmetrieachse invariant. Eine Freiformfläche hat aufgrund der fehlenden Symmetrie sechs funktionsrelevante Freiheitsgrade.

Tabelle 2-1: Funktionsrelevante Freiheitsgrade optischer Grundgeometrien

	Translation	Rotation	Anzahl k_i
Planfläche	z	x, y	3
Sphäre	x, y, z	(x, y)	3
Asphäre	x, y, z	x, y	5
Freiformfläche	x, y, z	x, y, z	6

Aus Tabelle 2-1 wird, unter Kenntnis des Optikschemas, die Anzahl der funktionsrelevanten Freiheitsgrade für die Toleranzrechnung und die Optikmontage abgeleitet. Ein Optikschemen bestehend aus n_i optischen Flächen beinhaltet $\sum_i n_i \cdot k_i$ funktionsrelevante Freiheitsgrade. Somit wird deutlich, dass vermeintlich einfache Systeme, wie z. B. ein reflektives Optikschemen, bestehend aus drei asphärischen Spiegeln und einem planen Faltspiegel, bereits 18 funktionsrelevante Freiheitsgrade aufweisen, die entsprechend zu tolerieren sind und auch bei der Systemmontage exakt positioniert werden müssen. Da die optischen Elemente im Strahlengang relativ zueinander positioniert werden, ist nicht jeder funktionsrelevante Freiheitsgrad mit einer Möglichkeit der Justierung versehen. Jene, für die im mechanischen Aufbau eine Justierung vorgesehen ist, werden in der Arbeit als **Justierfreiheitsgrade** bezeichnet.

Funktionsrelevante Freiheitsgrade können durch die Fertigung gekoppelt sein, wie z. B. die Vorder- und Rückseite einer refraktiven Linse. Die Kopplung ist in der Toleranzrechnung zu beachten, tritt jedoch nicht als möglicher Justierfreiheitsgrad auf. Die Zahl der zum Erreichen der optischen Güte notwendigen Justierfreiheitsgrade ist reduziert, wenn die Aberrationen der

Wellenfront durch funktionsrelevante Freiheitsgrade unabhängig kompensiert werden können. So wird z. B. die Neigung einer Sphäre durch eine Verschiebung ausgeglichen, da ein sphärisches Element einen Symmetriepunkt aufweist, der zur exakten Justierung auf der optischen Achse angeordnet sein muss. Weicht das mechanische Koordinatensystem eines optischen Elementes vom optischen Koordinatensystem ab, so wird die Anzahl der notwendigen Justierfreiheitsgrade erhöht. Ein Beispiel ist eine Off-Axis-Asphäre, die im Herstellungsprozess aufgrund einer geometrischen Transformation als Freiformfläche betrachtet wird.

2.1.2 Anforderungen

Mechanische Fehlstellungen der optischen Elemente im Strahlengang sind Ursache von Aberrationen und mindern so direkt die Abbildungsgüte und Übertragungsfunktion optischer Systeme. Dezentrierungen, Verkippungen und Positionsabweichungen entlang der optischen Achse führen zu veränderten optischen Weglängen und somit zu einer veränderten Wellenfront und Position des Bildes. Diese Wave Front Error (WFE) sind vorwiegend Aberrationen niederer Ordnung (Defokus, sphärische Aberration, Astigmatismus, Koma) und Kombinationen dieser.

Lösungen zur Vorhersage der Aberrationen können für simple Systeme, die nur aus wenigen einfachen Flächen bestehen, aus der geometrischen Optik analytisch abgeleitet werden [HOP66; BOR99]. Ebenso liegen für eingeführte Teleskopoptiken, die nur aus zwei Spiegeln bestehen, analytische Toleranzrechnungen vor, die den niederfrequenten Charakter der Aberrationen durch Fehlstellungen optischer Elemente belegen [WIL96; WIL99]. Eine zunehmende Anzahl an Flächen, ein erhöhter Grad der Komplexität, z. B. asphärische Flächen, die Berücksichtigung eines Feldes möglicher Fehler und die Fehlerfortpflanzung verhindern eine einheitliche analytische Modellbildung zur Bestimmung mechanischer Toleranzen.

Die Toleranzrechnung mit Optikprogrammen kann durch Ray-Tracing die Wellenfront aufgrund der Fehlstellung optischer Elemente simulieren [RIM70; ZEM12]. Eine Sensitivitätsanalyse, bei der die Auswirkung einzelner Fehler auf das Gütekriterium untersucht wird, verdeutlicht, welche Parameter besondere Auswirkung auf die Güte der Abbildung haben. Diese sind bei der Herstellung und Montage optischer Systeme entsprechend zu beachten. Die Sensitivitäten werden genutzt, um Toleranzen der optischen Elemente und des Zusammenbaus abzuschätzen. Eine anschließende Monte-Carlo-Simulation mit stochastisch verteilten Fehlermöglichkeiten innerhalb vorgegebener Grenzen führt zu einer statistischen Abschätzung der Abbildungsgüte.

Eine analytische Ableitung der Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade ist aufgrund der Diversifikation der optischen Designs mit unterschiedlichen Anforderungen an die Abbildungsgüte nicht möglich. Die Toleranzen eines optischen Elementes sind stark von dessen Position im Strahlengang und dessen optischer Funktion, gegeben durch Krümmung, Asphärität, Nähe zur Bildebene, Zwischenbildebene oder Aperturbene, abhängig. Aus diesem Grund ist für jedes Design eine spezifische Toleranzrechnung erforderlich. Aus dem Stand der Technik können die Toleranzen der funktionsrelevanten Freiheitsgrade verschiedener Klassen von Optik abgeschätzt werden.

Eine einfache Abhängigkeit der Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade von der Anwendungswellenlänge, ist aus der optischen Weglänge mit Verweis auf das Gütekriterium nach

MARÉCHAL [MAR47] abzuleiten. Ein System mit Fehlstellungen der optischen Elemente weist Differenzen der optischen Weglängen des Strahlenbündels und damit eine ungleichmäßige Wellenfront auf. Der quadratische Mittelwert der optischen Weglängendifferenzen der Wellenfront Δ_{rms} wird für die Güteabschätzung herangezogen. Die anzustrebende Beugungsbegrenzung, also die Qualitätslimitierung des Systems durch die physikalische Fraunhofer-Beugung und nicht durch Aberrationen ist nach MARÉCHAL für eine Wellenfrontabweichung

$$\Delta_{rms} < \frac{\lambda}{14} \quad (2.1)$$

gegeben [MAR47]. Für gleiche quadratische Mittelwerte der Wellenfrontdeformation Δ_{rms} wird ein früheres Erreichen der Beugungsbegrenzung durch kürzere Anwendungswellenlängen λ bei gleichen Systemen deutlich. Dementsprechend sind die Toleranzen von Hochleistungssystemen im Ultraviolett (UV) ($100 \text{ nm} < \lambda < 380 \text{ nm}$ [DIN5031]) generell enger toleriert als Systeme im Nahen Infrarot (NIR) ($780 \text{ nm} < \lambda < 3 \text{ }\mu\text{m}$ [DIN5031]) oder Mittleren Infrarot (MIR) ($3 \text{ }\mu\text{m} < \lambda < 50 \text{ }\mu\text{m}$ [DIN5031]).

Tabelle 2-2: Verallgemeinerte Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade von beugungsbegrenzten optischen Systemen [GUY88; HEI04; KIR05; KRO05; SUR05; BRA08; YOD08; DEV09; SAN10]

	Ultraviolett (EUV bis UV)	Sichtbares Spektrum (VIS)	Infrarot (NIR bis MIR)
Hochleistungsoptik			
relative Flächenkipfung δ	$< \pm 20''$	$< \pm 30''$	$\pm 30''$ bis $\pm 30'$
laterale Dezentrierung [/ μm]	± 2 bis ± 5	± 5 bis ± 10	± 10 bis ± 50
axiale Verschiebung [/ μm]	± 1 bis ± 5	± 5 bis ± 10	± 5 bis ± 50

Tabelle 2-2 verallgemeinert Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade von beugungsbegrenzten optischen Systemen verschiedener Anwendungswellenlängen. Für eine ausführliche Ableitung der Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade einzelner Systeme aus dem Stand der Technik sei auf die entsprechende Literatur verwiesen [GUY88; BRA08; YOD08]. Beispielhaft liegen der Verallgemeinerung folgende Literaturquellen zugrunde:

SURE ET AL. [SUR05] und HEIL ET AL. [HEI04] belegen für den spektralen Arbeitsbereich im tiefen Ultraviolett deutlich gesteigerte Anforderungen an die Zentriergenauigkeit der sphärischen optischen Elemente von Mikroskopobjektiven zur Kantendetektion von Lithographiemasken. Insbesondere die Aberrationen Koma und Astigmatismus führen aufgrund der ungleichmäßigen Intensitätsverteilung zu lateralen Messfehlern.

GUYENOT [GUY88] belegt die Fertigungstoleranzen für Mikroskope, Polarisationsmikroskope und fotogrammetrische Messobjektive im sichtbaren Spektrum (*engl. visible spectral range*) (VIS) ($380 \text{ nm} < \lambda < 780 \text{ nm}$ [DIN5031]) anhand einer Vielzahl untersuchter optischer Designs. BRAUNECKER ET AL. [BRA08] fasst die Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade unter Angabe von Beispielen aus der industriellen Praxis, zusammen. Die Unterscheidung zwischen sphärischer und asphärischer Optik verdeutlicht die besonderen Anforderungen an die relative Flächenkipfung asphärischer optischer Elemente.

Beispiele für Hochleistungsoptiken im VIS und im NIR sind Jena Spaceborne Scanner 56 (JSS56) von der Firma Jena-Optronik GmbH [KIR05] und das *Vegetation Instrument* der *Proba-V Mission* [DEV09; SAN10]. Die limitierte Anzahl Infrarot (IR)-transparenter Materialien und die Anforderung nach dispersionsfreier multi- und hyperspektralen Abbildung von beugungsbegrenzten Optiken im IR führen zur überwiegenden Realisierung dieser Systeme als Spiegeloptiken. Reflektive Systeme haben im Vergleich zu ähnlich abbildenden refraktiven Systemen engere Toleranzen der funktionsrelevanten Freiheitsgrade. Die optische Weglänge wird von dejustierten Spiegeln stärker beeinflusst, als von dejustierten Linsenelementen. Daraus ergeben sich für abbildende Spiegelsysteme im NIR und im Übergangsbereich zum VIS ähnlich kleine Toleranzen wie für rein visuell abbildende Systeme. Die Positionstoleranzen der optischen Elemente sind im Bereich $\pm 5 \mu\text{m} - \pm 25 \mu\text{m}$, die relativen Flächenkipnungen sind im Bereich $< 60''$.

Instrumente für MIR stellen gemäßigte Anforderungen an die Positionierung der optischen Elemente im Strahlengang. KROES ET AL. [KRO05] belegt für die Spectrometer Main Optics des MIRI-James Webb Space Telescope Montagetoleranzen im Bereich um $\pm 30 \mu\text{m}$ bis $\pm 50 \mu\text{m}$ sowie relative Flächenkipnungen $< 30'$.

2.1.3 Klassifizierung

Die Anzahl und Anforderungen an die funktionsrelevanten Freiheitsgrade eines Systems können aus [Tabelle 2-1](#) und [Tabelle 2-2](#) abgeschätzt werden. Da manuelle Justierarbeiten einen wesentlichen Anteil der Montagekosten optischer Systeme verursachen, ist es vorteilhaft fertigungstechnische Abweichungen der Montageflächen zu minimieren. Dabei sind die Randbedingungen der Herstellungsverfahren der optischen Elemente zu beachten. Montageansätze optisch abbildender Systeme werden entsprechend des Justieraufwandes klassifiziert:

- ungerichtete Montage anhand äußerer Merkmale
- gerichtete Montage anhand funktioneller Merkmale

Die **ungerichtete Montage anhand äußerer Merkmale** wird in der englischen Fachliteratur als „Snap-Together“ oder „Drop-In“ Technologie bezeichnet. Das Gütekriterium der Abbildung wird durch die Toleranzen der Bauteilfertigung ohne zusätzliche Justier- und Anpassoperationen erreicht. Das Positionieren der optischen Elemente erfolgt über feste Fügevorrichtungen, z. B. Anschläge, oder durch eingelernte Prozesse. Nach PARKS [PAR06] wird die ungerichtete Montage für toleranzunempfindliche, zentrierte optische Designs und hohe Stückzahlen eingesetzt. Besondere Vorteile ergeben sich aus der Einfachheit der Montage, den vergleichsweise geringen Montagekosten sowie dem minimierten Wartungsaufwand [YOD08]. Die Nachteile ergeben sich aus der fehlenden Möglichkeit der Nachbesserung von Positionsfehlern durch eine Nacharbeit [GER87].

Überschreiten die Fertigungs- und Montagetoleranzen die zulässigen Toleranzen der funktionsrelevanten Freiheitsgrade des optischen Elementes, so wird die **gerichtete Montage anhand funktioneller Merkmale** notwendig. In einem geschlossenen Regelkreis wird die Position des optischen Elementes oder der optischen Baugruppe so lange justiert, bis die

Abweichung eines funktionellen Merkmals innerhalb einer vorgegebenen Toleranz ist. Das funktionelle Merkmal, also die Regelgröße, muss dabei nicht zwingend dem Gütekriterium der Abbildung entsprechen, sondern kann ebenso ein Maß für die Position und Orientierung des optischen Elementes sein. Die Stellgröße zur Justierung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade kann iterativ oder deterministisch verändert werden, um die Regelabweichung zu minimieren.

Im Vergleich zur ungerichteten Montage ist der Aufwand zur Bestimmung der funktionellen Merkmale und der Regelung des Justierzustandes bei der gerichteten Montage signifikant höher. Für bestimmte Klassen optischer Baugruppen mit ähnlichen Gestaltmerkmalen, wie z. B. refraktive sphärische Rundoptiken, die entlang einer geradlinigen optischen Achse angeordnet sind, kann die geregelte Montage elementweise teilautomatisiert werden [FRA08].

Sofern die ungerichtete Montage ausgerichteter Optikbaugruppen oder optischer Elemente das Gütekriterium nicht erfüllt, können einzelne Justierfreiheitsgrade als Kompensatoren bei der Systemmontage vorgesehen werden. Das Gütekriterium der Abbildung wird ausgewertet, während einzelne Elemente oder Baugruppen entsprechend ausgewählter Justierfreiheitsgrade verschoben oder verkippt werden [YOD08]. Die Kompensatoren adressieren möglichst unabhängig einzelne Aberrationen mit einer angemessenen Stärke und sind daher vom Optiker durch Simulationen aus der Sensitivitätsmatrix zu filtern [CHA98].

Die gerichtete Montage beugungsbegrenzter Systeme wird deutlich erschwert, wenn die optischen Elemente komplexe Geometrien sind und das optische Koordinatensystem technisch nur mit sehr hohem Aufwand oder nur unzureichend erfasst werden kann. Sowohl eine steigende Systemgröße, ein erweitertes Gesichtsfeld (Feldwinkel), die Verwendung von Asphären mit steilen Anstiegen als auch eine fehlende Symmetrie der optischen Elemente sind Ursache für einen gesteigerten Montageaufwand. Beispiele für diese Gruppe sind Spiegelteleskope zur Erdbeobachtung mit außeraxialen, asphärischen Spiegeln, die unter Kontrolle des Wellenfrontfehlers justiert werden. Nach der Feststellung der Regelabweichung eines nominellen Initialzustandes durch die interferometrische Messung der Wellenfrontaberrationen in einer Matrix von Feldpunkten, werden Kompensatoren zur Verbesserung des Gütekriteriums ermittelt. Diese Kompensatoren ergeben sich im einfachsten Fall aus der Sensitivitätsanalyse der Toleranzrechnung oder können durch „reverse optimization“ mittels montagebegleitender Optikrechnung bestimmt werden [JEO87; LUN91]. Die Verbesserung des Gütekriteriums konvergiert nach drei bis fünf Iterationen, die jeweils aus der interferometrischen Bestimmung der Wellenfrontabweichung in Feldpunkten und der rechnerunterstützten numerischen Bestimmung der Kompensatoren bestehen [FIG89]. Das Verfahren ist durch die manuelle Justierung sowie die montagebegleitende Optikrechnung als sehr aufwendig einzustufen.

Weitere Anforderungen an die Montage

Neben den Ansprüchen an die Lagezuordnung werden an Montierungen optischer Elemente weitere Anforderungen zur Funktionsherstellung und -erhaltung gestellt. Diese adressieren die rückwirkungsfreie Montierung und die Langzeitstabilität unter definierten Umweltbedingungen. Die Rückwirkungsfreiheit der Montierung ist wesentlich für die Funktionserfüllung der optischen Abbildung. Die mechanische Ausführung möglicher Koppelstellen durch Fassungstechnologien oder Montageschnittstellen darf die Wellenfrontabweichung des optischen

Elementes nicht über die zulässige Wellenfrontabweichung verändern. Für reflektive optische Elemente ist die Oberflächenformabweichung, für refraktive optische Elemente zusätzlich die Spannungsdoppelbrechung zu minimieren. Die Vermeidung von mechanischer Überbestimmtheit und die kinematische Entkopplung sind angewandte Funktionsprinzipien zur Erhaltung der optischen Abbildungsgüte.

Auch unter Einfluss von Störgrößen ist, unter definierten Umweltbedingungen, die optische Funktion zu gewährleisten. Diese Anforderung adressiert sowohl die Abbildungseigenschaften des Elementes als auch seine Lagezuordnung. Die Störgrößen können, je nach Produktleben des optischen Systems sehr unterschiedlich sein. Typische Störeinflüsse werden durch Temperatur, Druck, Feuchte, Schwingungen, Stöße, Kontaminationen oder Strahlung verursacht.

Eine detaillierte Darstellung möglicher Störeinflüsse ist an dieser Stelle nicht möglich. Hier sei auf die Literatur verwiesen. DIN ISO 10109 legt Anforderungen an die Beständigkeit optomechanischer Geräte fest, wenn diese ungeschützt Umwelteinflüssen ausgesetzt sind [ISO10109]. Zum Nachweis der Eignung im jeweiligen Einsatzbereich werden Umweltprüfverfahren nach DIN ISO 9022 zugeordnet [ISO9022]. Die von der *European Cooperation for Space Standardization* herausgegebenen Normen ergänzen u. a. Standards für das Produktengineering und die Produktsicherung, denen optische Instrumente für den On-Orbit-Einsatz unterliegen [ECSS-E; ECSS-Q].

2.2 Anforderungen an optische Elemente

2.2.1 Oberflächenformabweichung

Die Strehl'sche Definitionshelligkeit V (vgl. engl. Strehl ratio) ist das Verhältnis aus der beobachteten normierten maximalen Intensität eines Systems und der normierten maximalen Intensität, die eine im gleichen Punkt konvergierende Kugelwelle erzeugt [BOR99]. Anschaulich wird die normierte maximale Intensität eines konkreten, aberrationsbehafteten Systems mit der normierten maximalen Intensität der Point Spread Function (*dt. Punktbildfunktion*) (PSF) des durch Fraunhofer-Beugung begrenzten Systems verglichen. Die PSF ist das normierte Absolutquadrat der Fourier-transformierten Pupillenfunktion. Je größer die Aberrationen der realen Optik sind, desto breiter streut die Punktbildfunktion und verliert Maximalintensität. Die Definitionshelligkeit nimmt Werte zwischen null und eins an, wobei eine Definitionshelligkeit von eins, das ideale beugungsbegrenzte System beschreibt. Systeme mit einer Definitionshelligkeit $V > 0,8$ werden als beugungsbegrenzt angesehen. Dieser Wert wird annähernd durch die Anwendung des Kriteriums von MARÉCHAL auf [Formel 2.2](#) ermittelt. Systeme mit einer Definitionshelligkeit $0,8 < V < 0,95$ werden in der Arbeit als Hochleistungsoptiken bezeichnet. Ein System, dessen Leistungsfähigkeit $V \geq 0,95$ ist, wird als Höchstleistungsoptik klassifiziert. Für zirkuläre Aperturöffnungen und eine geringe Wellenfrontdeformation ($\lambda > \Delta_{rms}$) kann unter Vernachlässigung höher Aberrationen die Definitionshelligkeit nach BORN UND WOLF [BOR99] durch

$$V = 1 - \left(\frac{2\pi\Delta_{rms}}{\lambda} \right)^2 \quad (2.2)$$

approximiert werden. Die Definitionshelligkeit skaliert mit der mittleren quadratischen Wellenfrontdeformation Δ_{rms} und der Wellenlänge λ der Ziellanwendung.

Diese vereinfachte Ableitung erlaubt die Verknüpfung der Definitionshelligkeit mit einem weiteren, besonders in der optischen Fertigungstechnik gebräuchlichen Gütekriterium, dem Wellenfrontfehler eines optischen Elementes bzw. eines optischen Systems. In den Normen DIN ISO 10110 Teil 5 und 14 werden Toleranzen für optische Oberflächen und optische Systeme definiert [ISO10110]. Die Skalare des quadratischen Mittelwertes Δ_{rms} und des peak-to-valley (PV)-Wertes Δ_{PV} der Wellenfrontdeformation erlauben die Beurteilung der Qualität der optischen Fläche. Durch das Konkretisieren des maximal zulässigen Wellenfrontfehlers durch Toleranzrechnungen können Zeichnungsangaben für optische Elemente und Systeme erstellt werden.

Der Wellenfrontfehler eines optischen Systems wird durch Abweichungen optischer Weglängen des Strahlenbündels von einer idealisierten Weglänge verursacht. Die Abweichung von der idealen optischen Abbildung wird als Aberration bezeichnet. Ein fehlerbehafteter Spiegel verursacht einen Wellenfrontfehler, der dem Doppelten der Oberflächenformabweichung des Spiegels im Beleuchtungsbereich entspricht. Die Umrechnung der Oberflächenformabweichung eines refraktiven Elementes in eine Wellenfrontdeformation schließt die Brechzahl-differenz der durchlaufenen Medien mit ein. Typischerweise liegt dieser Wert im Bereich um $\Delta n_{Br} = 0,5$, sodass die Oberflächenformabweichung eines Reflektors in vielen Fällen enger toleriert ist als die einer Linse. Bei refraktiven Systemen sind neben der Oberflächenformabweichung der beiden Grenzflächen auch optische Dichteschwankungen und der Brechungsindex zu beachten. Optische Systeme, bestehend aus mehreren Elementen, weisen einen Gesamtfehler auf, der nicht der Summe der Einzelfehler entspricht, da Fehleranteile sich gegenseitig kompensieren können [SHA01].

Prozessketten zur Herstellung optischer Oberflächen werden aus den Anforderungen an die Oberflächenform abgeleitet. Darüber hinaus bietet DIN ISO 14999-4 eine Methode zum Spezifizieren von Toleranzen für bestimmte Typen von Oberflächenformabweichungen [ISO14999]. Diese Unterscheidung kann für die Vorhersage von Fehlercharakteristika von Optiksystemen vorteilhaft sein. Sofern der Prüfbereich eines zentrierten optischen Systems kreisförmig ist, kann die Wellenfrontabweichung durch eine Zerlegung in Zernike-Polynome erfolgen. Für quadratische Aperturen ist eine Zerlegung in orthogonale Legendre-Polynome möglich.

Neben den oben beschriebenen Kriterien zur Gütebeschreibung von Hochleistungsoptiken werden Mittelklassensysteme mit Wellenfrontabweichungen von zwei Wellen rms und größer durch die rms Spotgröße bzw. den Divergenzwinkel (rms angular radius) für afokale Systeme beschrieben. Die aberrationsbezogenen Gütekriterien werden als *Figure of Merit* bezeichnet und dienen im Optikdesign, der Toleranzrechnung, der Optikfertigung und Integration mit Prüfung zur Festlegung der Leistungsfähigkeit des Systems. Neben der in der Arbeit verwendeten PSF sind weitere Gütekriterien optischer Systeme gebräuchlich, die z. T. miteinander korrelieren. Für eine ausführliche Darstellung wird auf GROSS [GRO07] verwiesen.

2.2.2 Oberflächenfeingestalt

Elektromagnetische Strahlung wird an und in der Grenzschicht glatter Oberflächen, die Strukturen kleiner der Wellenlänge des einfallenden Lichtes aufweisen, diffus gestreut. Die Streuung verursacht einen Abfall der Intensität des gerichteten Strahls sowie eine Minderung des Kontrastes der Abbildung durch das parasitäre Streulicht. Die Streuverluste durch optische Elemente sind bei der Auslegung und Herstellung von abbildenden Systemen zu beachten. Obwohl die direkte Charakterisierung einer optischen Oberfläche in Bezug auf Intensität und Verteilung des Streulichtes einer definierten Wellenlänge möglich ist, sind die in der Norm festgelegten Gütekriterien auf die Vermessung der Oberfläche oder eines Oberflächenprofils bezogen [ISO10110]. Die Korrelation zwischen dem Streuverhalten und den in der Norm definierten messtechnischen Größen der Oberflächenstruktur ist nicht trivial, da die Messverfahren durch Ortsfrequenzgrenzen, z. B. gegeben durch begrenzten Messbereich und begrenzte Auflösung, limitiert sind. Eine Vergleichbarkeit der Oberflächenfeinstruktur ist daher bevorzugt über ein messverfahrenübergreifendes Leistungsdichtespektrum (*engl. Power Spectral Density*) (PSD) gegeben [DUP02]. Die PSD-Funktion charakterisiert die Oberfläche ohne Einschränkungen seitens der Gestalt oder statistischer Eigenschaften [DIN ISO 10110] und umfasst somit ortsfrequenzübergreifend die Oberflächenformabweichung und die Oberflächenfeingestalt. Die Zusammenführung von Messergebnissen, unabhängig von der optischen Übertragungsfunktion der Messinstrumente, ist Voraussetzung für die Darstellung der Leistungsdichte über einen für die Anwendung spezifizierten Ortsfrequenzbereich.

Die Angabe eines quadratischen Mittenrauwertes kann daher nur unter Beachtung der Grenzfrequenzen des Messverfahrens und in Relation zu der zu erwartenden Oberflächenfeingestalt und Anwendungswellenlänge erfolgen. Die Integration der PSD-Funktion über eine definierte Ortsfrequenzbandbreite resultiert in einem vergleichbaren, für diesen Ortsfrequenzbereich gültigen quadratischen Mittenrauwert.

Um dennoch eine Abschätzung der Intensitätsverluste durch Streuung an Oberflächen abzuleiten, wird unter Vernachlässigung der Vorwärtsstreuung und der Streuung an Tiefendefekten des Materials das Verhältnis von rückgestreuter Leistung zur gesamten reflektierten Leistung als Total Integrated Scatter (TIS) bezeichnet [STO95]. Unter der Annahme eines quadratischen Mittenrauwertes, der wesentlich kleiner als die Wellenlänge des einfallenden Lichtbündels ist, belegen BENNETT UND PORTEUS [BEN61] einen Anteil gestreuter Leistung, der gemäß Formel 2.3 lediglich vom quadratischen Mittenrauwert der Oberfläche Δ_{rms} und der reflektierten Wellenlänge λ abhängt. Diese Näherung ist nur gültig, wenn der quadratische Mittenrauwert über den für die Anwendungswellenlänge relevanten Ortsfrequenzbereich ermittelt wurde.

$$TIS = \left(\frac{4\pi\Delta_{rms}}{\lambda} \right)^2 \quad (2.3)$$

Zur Streulichtreduzierung und dem Intensitätserhalt abbildender Optiken sind daher nur angepasst glatte Oberflächen als adäquat für Hochleistungsoptiken zu bezeichnen. Da an jeder rauheitsbetroffenen technischen Grenzfläche das einfallende Licht gestreut wird, erfährt ein System mit n Grenzflächen einen streuungsinduzierten Intensitätsverlust von $n \cdot TIS$. Somit

ergeben sich für verschiedene Optikklassen Anforderungen an die Oberflächenfeingestalt und die damit verbundenen Endbearbeitungsprozesse der einzelnen technischen Oberflächen.

Fazit: Anforderungen an optische Elemente

Die zusammenfassende Beurteilung der Kriterien Definitionshelligkeit und Streulicht ermöglicht eine wellenlängenabhängige Einordnung der Güte optischer Oberflächen nach Formel 2.2 und Formel 2.3. Die Mindestanforderung an das Gütekriterium Δ_{rms} in Bezug auf Oberflächenformabweichung und Mikrorauheit sind in Bild 2-1, über die Anwendungswellenlängen vom MIR bis zum EUV aufgezeigt. Das Gütekriterium Definitionshelligkeit und die Streulichteigenschaften werden somit in gebräuchliche und erfassbare Größen der Optikfertigung übertragen. Von der Güte der optischen Übertragungsfunktion des Gesamtsystems kann in guter Näherung auf die Toleranzen der einzelnen technischen Oberflächen geschlossen werden.

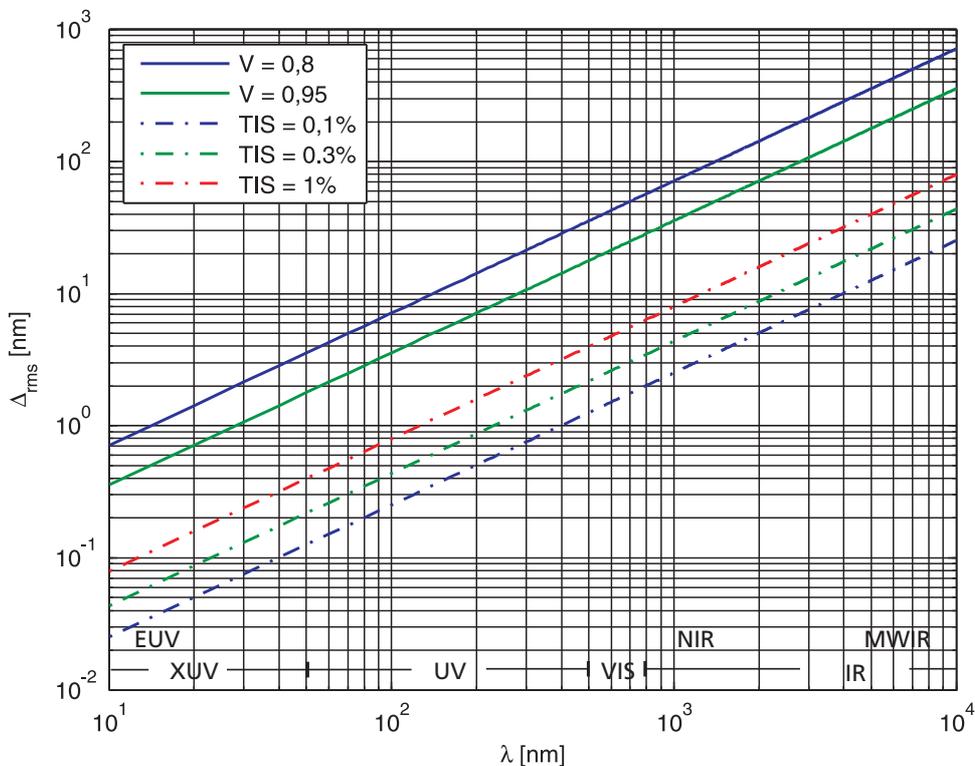


Bild 2-1: Gütekriterien von beugungsbegrenzten Hochleistungssystemen über der Zielwellenlänge

Aus der obigen Betrachtung können mögliche Prozessketten zur Herstellung und Prüfung abgeleitet werden. Abbildende Systeme für den Anwendungsbereich im Extrem Ultraviolett (EUV) ($10 \text{ nm} < \lambda < 121 \text{ nm}$ [ISO21348]), z. B. für zukünftige Lithographiesysteme, stellen um Größenordnungen anspruchsvollere Anforderungen an die Oberflächenform und -rauheit als beugungsbegrenzte Infrarotsysteme. Nach BAKSHI [BAK09] liegen die Spezifikationen an die Oberflächenrauheit, Mid-Spatial-Frequency-Roughness (MSFR) und High-Spatial-Frequency-Roughness (HSFR) bei 0,1 nm - 0,2 nm (rms). Die Abgrenzung zwischen Feinpasse (auch Low-Spatial-Frequency-Roughness (LSFR)), MSFR und HSFR ist durch DINGER ET AL. [DIN00] definiert. Die Feinpasse reicht von der Clear Aperture (CA) bis zu einer Ortsfrequenz

von 1 mm^{-1} . Daran schließt mit einer Rauheitswellenlänge von 1 mm bis $1 \text{ }\mu\text{m}$ die MSFR an. Der HSFR Bereich umfasst Ortsfrequenzen von $1 \text{ }\mu\text{m}^{-1}$ bis 10 nm^{-1} . Für Spiegeloptiken dieser Qualität kommen nach Vorbearbeitungsprozessen zur Gestaltgebung unterschiedliche Polier- und Korrekturverfahren zur Endbearbeitung der Oberfläche bis auf Abweichungen im Bereich einiger Atomlagen über die gesamte CA zum Einsatz [DIN04]. Zu diesen Verfahren gehören neben klassischen Poliertechnologien, Subapertur Computer Controlled Polishing (CCP), Ion Beam Figuring (IBF) und Magnetorheological Finishing (MRF).

Flächen für Hochleistungsoptiken im UV und VIS werden durch spanende Verfahren mit bestimmter oder unbestimmter Schneide hergestellt. Die Endbearbeitung ist oftmals eine Politur zur Glättung der Oberfläche und Reduzierung der Tiefenschädigung, die von lokalen Korrekturtechniken, wie z. B. MRF oder IBF unterstützt oder ersetzt werden kann.

Infrarotsysteme können, aufgrund der im Vergleich zum UV und VIS gemäßigten Anforderungen, vorzugsweise durch Diamantdrehbearbeitung hergestellt werden [PAR94; RIE01a]. Ein überwiegender Anteil von IR transitiven Materialien ist mit dem Diamantwerkzeug spanabhebend bearbeitbar. IR-Optiken sind oftmals als Spiegelsysteme für die dispersionsfreie multi- und hyperspektrale Abbildung aufgebaut. Zur Reduzierung der optischen Flächen im System werden die Spiegel im Optikdesign als rotationssymmetrische Asphären oder Asphärenausschnitte ausgelegt. Die numerische Ansteuerung der Achsen der Bearbeitungsmaschinen erlaubt eine direkte Herstellung dieser Form durch den Drehprozess. Eine Politur der Oberflächen zur Reduzierung der kinematischen Prozessrauheit ist nur bei hyperspektralen Anwendungen im Übergangsbereich NIR-VIS erforderlich. Eine Formkorrektur kann für beugungsbegrenzte Systeme zur Wellenfronterhaltung im NIR erforderlich sein.

2.3 Montage von Rundoptiken

Der für die vorliegende Arbeit relevante Stand des Wissens umfasst Methoden und Technologien, um den Montageaufwand von optischen Systemen zu reduzieren. Die Vereinfachung der Montage ist auf eine Reduzierung des Justieraufwandes zurückzuführen. Methoden zur Minimierung fertigungstechnisch unvermeidbarer Abweichungen zur Lagezuordnung des optischen Elementes werden schwerpunktmäßig untersucht. Neben der Prozessgestaltung mit dem Ziel einer definierten Positionierung von optischen Elementen und Bezugssystemen steht auch die konstruktive Gestaltung der optischen Baugruppe und des Systems im Vordergrund. Gestaltungsprinzipien zur Vermeidung der Justierung werden abgeleitet.

Der Stand des Wissens über die Montage von Rundoptiken kleiner Durchmesser ist durch zahlreiche Quellen sehr gut belegt. Da die eingeführten Termini und Prinzipien bei der Montage von Teleskopen Anwendung finden, wird ein kurzer Überblick über das Zentrieren von refraktiven, rundoptischen Bauelementen gegeben. Gleichermaßen werden die Parallelitäten und Unterschiede zwischen zentrierten refraktiven und reflektiven optischen Designs verdeutlicht.

Die Grundlagen der ungerichteten Montage von asphärischen Off-Axis-Systemen mit rechteckiger Apertur werden durch die Überlegungen zu axial zentrierten optischen Systemen gestützt. Trotz der mechanischen Abweichung der Spiegelkörper von der Rotationssymmetrie werden diese Systeme vorzugsweise aus rotationssymmetrischen Designs abgeleitet. Der thematische Schwerpunkt der Arbeit baut auf den Grundlagen der Montage von axial zentrierten refraktiven und insbesondere reflektiven optischen Systemen auf.

2.3.1 Fassungstechnik

Die Klasse der Rundoptiken kleiner Durchmesser wird umrissen durch die Geometrie der optischen Bauelemente mit Außendurchmessern d von $5 \text{ mm} \leq d \leq 150 \text{ mm}$. Mögliche Formen der refraktiven optischen Oberflächen sind Planflächen, Zylinder, Sphären und Asphären. Die Anordnung der optischen Elemente im Strahlengang erfolgt geradlinig entlang einer optischen Achse.

Refraktive optische Bauelemente kleiner Durchmesser werden durch eine Einzelteillfertigung aus optischen Glaswerkstoffen oder optischen Kristallen hergestellt. Je nach Anforderungen an die optische Abbildung umfasst die Herstellung der optischen Bauelemente verschiedene sequenziell ausgeführte Prozessschritte. BLIEDTNER UND GRÄFE [BLI08] geben einen Überblick über die Herstellungsprozesse der optischen Elemente.

Die Einzelteillfertigung der Rundoptiken kleiner Durchmesser ist in der Praxis von der Montage des optischen Systems getrennt. Zur Aufnahme und stabilen Halterung der optischen Bauelemente dienen Fassungen. Das Fassen ist in der Normung nicht definiert. KRAUSE [KRA00] beschreibt es als spezielle Verbindungsaufgabe und ordnet es somit als eine Sonderform eines Fügeprozesses nach DIN 8593 ein.

Fassen nach KRAUSE [KRA00]

Die optisch wirksamen Bauteile, meist aus Glas, werden mit den als Halterung bzw. Gestell dienenden mechanischen Fassungsteilen, bestehend aus metallischen Werk- oder Kunststoffen, verbunden [...], wobei lösbare und unlösbare, mittelbare oder unmittelbare, kraft-, form- oder stoffschlüssige, feste oder bewegliche Verbindungen möglich sind.

Die Unterscheidung zwischen mittelbarer und unmittelbarer Verbindung durch Fassungstechnik im Bereich Hochleistungsoptik wird von SONDERMANN [SON10] sehr ausführlich durch konstruktive Betrachtungen analysiert. Das unmittelbare Fassen wird als Verbinden des optischen Bauelementes mit einer mechanischen Fassung verstanden. Ein Ausführungsbeispiel ist das Fassen einer Glaslinse in einem Messingsockel durch Kleben zum sogenannten Fassglied. Die mittelbare Fassung ist die Verbindung des Fassgliedes zu einem übergeordneten Strukturelement. Das mittelbare Fassen beschreibt die Integration des unmittelbar gefassten optischen Elementes in die Optikbaugruppe oder in das optische System.

Bei Hochleistungsoptiken werden die unmittelbare und mittelbare Verbindung zusätzlich durch eine Funktionstrennung charakterisiert. Die Schnittstelle der unmittelbaren Fassung hat Anforderungen hinsichtlich der Spannungsarmut und Langzeitstabilität zu erfüllen. Die Lagezuordnung und der -erhalt sind Anforderungen an die mittelbare Fassung [SON10]. Diese Unterscheidung ist notwendig, da unmittelbare Fassungstechnologien nur sehr begrenzt die Genauigkeitsanforderungen der Hochleistungsoptiken erfüllen.

2.3.2 Unmittelbare Verbindung

Die Verbindungsaufgabe des unmittelbaren Fassens kann gerichtet oder ungerichtet erfolgen. Die ungerichtete Montage von Linsen in Fassungen basiert auf der Selbstzentrierung des rundoptischen Elementes auf einer Ringschneide in der Fassung vor der Lagefixierung des optischen Elementes. Erfolgt das Herstellen der dauerhaften Verbindung durch Kleben, so wird die Montageoperation als **ungerichtetes Kleben** bezeichnet. Erfahrungsgemäß ist dieser Prozess aufgrund der mangelnden Präzision und hohen Streuung nicht für die Hochleistungsoptik geeignet [FRA08; GUY08].

Die gerichtete Montage der unmittelbaren Fassung durch Kleben wird in der Literatur als **gerichtetes Kleben** oder Justierkleben bezeichnet. In einer Vorrichtung wird die Linse in eine zentrierte Fassung eingelegt und auf der Ringschneide justiert bis die optische Achse mit dem Fassungsaußendurchmesser fluchtet. Anschließend wird Klebstoff appliziert. EBERHARDT [EBE86], GUNKEL UND SURE [GUN04] und BLIEDTNER UND GRÄFE [BLI08] berichten von einer Zentriergenauigkeit von bis zu $\pm 5 \mu\text{m}$ bei dieser Montagemethode. Eine axiale Ausrichtung des Linsenscheitels zur Fassung erfolgt beim Justierkleben nicht.

Insbesondere die Eigenschaften von Klebstoffen hinsichtlich betriebsbedingter Störgrößen wie Temperatur, Feuchte und Strahlung sind als nachteilig zu bewerten. Eine aussichtsreiche alternative Verbindungstechnologie zum unmittelbaren Fassen ist nach SONDERMANN [SON10] das stoffschlüssige Verbinden durch Löten. Daneben werden konstruktive Varianten zum formschlüssigen Fassen des optischen Elements untersucht [SON10]. HORNAFF ET AL. [HOR10] belegen die Eignung des Solderjet Bumpings für das unmittelbare Fassen optischer Kompo-

nennten und diskutieren die Ausführung, Anzahl und Bestimmtheit der Koppelstellen und die entsprechende Auswirkung auf die Oberflächenformabweichung des optischen Elementes.

2.3.3 Mittelbare Verbindung

Der Ausgleich fertigungstechnisch unvermeidbarer Toleranzen wird durch ein Abrichten des Fassgliedes erzielt, um u. a. Fehleranteile aus dem vorangegangenen unmittelbaren Fassen zu korrigieren. Eine verbreitete Methode des Abrichtens ist das Justierdrehen von Rundoptiken. Beim Justierdrehen wird das Fassglied auf eine spezielle Justierdrehmaschine (JDM) mit einem Justierfutter aufgenommen. Durch ein Messgerät, z. B. ein Reflexbildgerät, werden die Krümmungsmittelpunkte der optischen Flächen, und damit die Lage der optischen Achse in Relation zur Spindelachse ermittelt. Durch Stellbewegungen des Justierfutters wird die optische Achse in Koinkidenz mit der Spindelachse gebracht. Die Erfassung der Scheitelhöhe in Relation zu den axialen Fügeflächen des Fassgliedes ermöglicht die Charakterisierung der Scheitelpunktlage zur Fassung. Die mikrospanende Nachbearbeitung der rundoptischen Baugruppe erlaubt die Herstellung einer radialen und zweier axialen Fügeflächen am Fassglied [GUY74]. Bild 2-2a und Bild 2-2b illustrieren das Prinzip des Justierdrehens mit einer JDM.

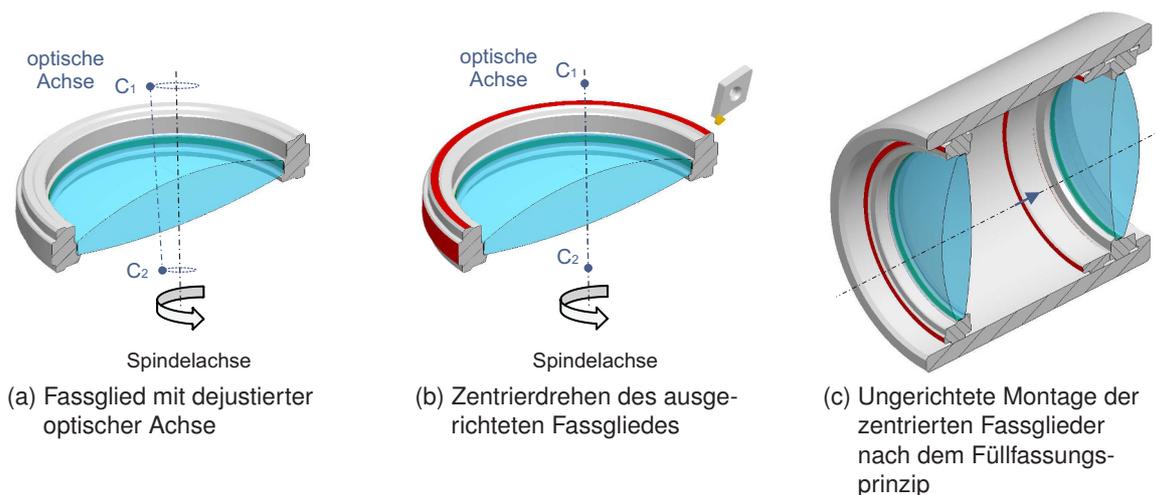


Bild 2-2: Prinzipdarstellung des Justierdrehens

FRANK [FRA08] gibt die durch Justierdrehen möglichen Toleranzen der funktionsrelevanten Freiheitsgrade an. Die Rund- und Planlaufabweichung der Fügeflächen des Fassgliedes zur optischen Achse betragen $\pm 2 \mu\text{m}$. Die Maßtoleranzen des Fassungsdurchmessers sowie die Maßtoleranzen der Scheitelhöhen zu den jeweiligen axialen Führungsflächen werden mit $\pm 2 \mu\text{m}$ angegeben. HEIL ET AL. [HEI04] beschreiben einen zusätzlichen Messschritt mit einem Mirau-Interferometer, um die Position des Linsenscheitels zur axialen Fügefläche des Fassgliedes mit einer Toleranz kleiner als $\pm 1 \mu\text{m}$ herzustellen.

Im Anschluss an die Ausrichtung des Linsensockels an das unmittelbar gefasste optische Element ist eine ungerichtete Montage der zentrierten Linsen anhand der äußeren Merkmale bei der Systemmontage möglich. In der Praxis wird die mittelbare Fassung von Hochleistungsobjektiven durch ein **Füllfassungsprinzip** umgesetzt [FRA08]. Die einzelnen Fassglieder werden, wie Bild 2-2c illustriert, in einen Füllzylinder geschoben und abschließend axial gesichert.

Die Luftabstände zwischen den optischen Elementen ergeben sich aus den Wirkpaarungen der axialen Führungsflächen zueinander oder zu Distanzringen. Die Zentrierung der optischen Achsen ist durch die Wirkpaarung der Zylinderflächen im Gehäuse gesichert. Die Umfangsfläche des Fassgliedes wird auf einen Funktionsabsatz von wenigen Millimetern beschränkt, um ein Verkanten des Fassgliedes im Füllzylinder zu vermeiden.

Alternativ kann die mittelbare Verbindung als **Stapelfassung** ausgeführt werden. Das Prinzip der Stapelfassung ist dadurch gekennzeichnet, dass die einzelnen Fassglieder ohne gemeinsame radiale Lagezuordnung in einem System montiert werden [SON10]. Die mechanischen Wirkflächen der Schnittstelle Fassglied zu Fassglied sind ausschließlich die axialen Führungsflächen. Die somit freibleibenden Justierfreiheitsgrade der Verschiebung senkrecht zur optischen Achse können für eine mögliche Verbesserung des Gütekriteriums bei der Systemmontage verwendet werden.

Fazit: Montage von Rundoptiken

Justierdrehen in Verbindung mit dem Füllfassungsprinzip ermöglicht die ungerichtete Montage von Rundoptiken kleiner Durchmesser zu Hochleistungsoptiken mit Definitionshelligkeiten $0,8 < V < 0,95$. Durch den zusätzlichen Prozessschritt, der zeitlich zwischen der unmittelbaren und mittelbaren Montage angeordnet ist, wird eine sonst notwendige Justierung vermieden. Da der Automatisierungsgrad der JDM als hoch einzustufen ist, wird der Montageaufwand von refraktiven Hochleistungssystemen deutlich reduziert [GUY08].

Die Justierdrehbearbeitung und ungerichtete Montage von planen und sphärischen optischen Elementen ist eingeführter Stand der Technik. Aktuelle Entwicklungsschwerpunkte zeigen den Trend zur Übertragung der Technologie auf weitere Geometrien der Rundoptik. BEIER ET AL. [BEI12] belegen die Möglichkeit, Fassglieder mit einseitig asphärischen Linsen zentrieren zu können. Die JDM wird um einen Abstandssensor erweitert, der im Außenbereich des optischen Elementes den Höhenschlag beim Umlauf um die Spindelachse bestimmt. Durch geeignete Auswertalgorithmen ist bei Kenntnis der Asphärengometrie eine Unterscheidung zwischen lateraler Dezentrierung und relativer Flächenkipfung möglich.

Die ungerichtete Montage ist nicht zur prozesssicheren Herstellung von Höchstleistungsoptiken mit Definitionshelligkeiten $V \geq 0,95$ geeignet [GUY88; GUN04; SUR05; FRA08; SON10]. Restabweichungen der Linsengeometrie (Radius, Mittendicke), eine Variation der Brechungsindizes und Montagefehler unterhalb des Toleranzbudgets des Justierdrehens führen zur Notwendigkeit der Variationsrechnung oder einer gerichteten Montage anhand äußerer Merkmale, z. B. durch das Stapelfassungsprinzip. Diese sind je nach Anwendung die in Abschnitt 2.2 beschriebene Wellenfrontabweichung und die damit korrespondierende Punktbildfunktion.

2.4 Montage von Spiegelteleskopen

2.4.1 Klassifizierung

Die Klassifizierung von Spiegeln wird in der Literatur nach dem Ordnungskriterium der Größe vorgenommen. Mit steigenden Abmaßen des optischen Elementes nimmt der Einfluss der Verformung unter Eigengewicht und damit der zu erwartende Wellenfrontfehler zu. Entsprechende Geometrien für die Gewichtsreduzierung und angepasste Spiegelaufnahmen sind nach VUKOBRATOVICH [VUK93] für große Spiegel ab einem Außendurchmesser von 150 mm vorzusehen. Spiegel, die kleiner als 150 mm sind, werden als kleine Spiegel bezeichnet. YODER [YOD08] klassifiziert Spiegel mit einem Durchmesser von wenigen Millimetern bis zu 500 mm als „kleine Spiegel“. Diese Klassifizierung berücksichtigt vor allem die Herstellungs-, Mess- und Montageprozesse sowie Substratmaterialien.

Im Rahmen dieser Arbeit werden Montagestrategien für reflektive optische Elemente, deren Durchmesser $5 \text{ mm} \leq d \leq 400 \text{ mm}$ ist, untersucht. Spiegel mit einem Durchmesser $> 400 \text{ mm}$ werden als Großspiegel bezeichnet. Die von VUKOBRATOVICH [VUK93] und YODER [YOD08] vorgeschlagenen Klassifizierungen werden nicht aufgenommen, u. a. da die Gewichtsreduktion, z. B. bei beschleunigten Scannerspiegeln oder dem Einsatz im Erdorbit, auch für Spiegeldurchmesser $< 150 \text{ mm}$ von Bedeutung ist. Im Bereich der Hochleistungsoptik ist eine rückwirkungsarme Montierung der optischen Elemente, unabhängig von der Spiegelgröße, zu beachten.

Mögliche Formen der reflektiven Oberflächen sind Planflächen, Sphären, Asphären und Freiformflächen. Die reflektiven Eigenschaften der Oberflächen werden durch funktionale Schichten für die entsprechenden Anwendungswellenlängen hergestellt. Damit ist die optisch abbildende Funktion, im Unterschied zu refraktiven optischen Elementen, unabhängig vom Material des optischen Elementes selbst.

Nachfolgend werden axial zentrierte optische Systeme mit geradliniger Anordnung der Spiegel entlang der optischen Achse (On-Axis) von außer-axialen (Off-Axis) Varianten unterschieden. Off-Axis-Designs werden u. a. aus rotationssymmetrischen Systemen abgeleitet, indem nur Ausschnitte der Spiegelelemente verwendet werden. Off-Axis-Designs haben den Vorteil, dass eine Abschattung des Bildes durch Spiegelelemente und deren Halterung vermieden wird.

Neben On-Axis und Off-Axis Varianten zum Aufbau eines Spiegelteleskops können Freiformflächen als abbildende Elemente im Optikdesign vorgesehen werden. Zur Lagezuordnung dieses Flächentyps durch Bezüge, die in der Ultrapräzisions (UP)-Bearbeitung hergestellt werden und daher keiner späteren Justierung bedürfen, ist kein relevanter Stand der Technik recherchierbar.

2.4.2 Werkstoffe

Die Auswahl des Werkstoffes für den Spiegelkörper erfolgt angepasst an die Anforderungen des Produktlebens, einschließlich des Herstellungsprozesses. In der Praxis eingesetzte Werkstoffe sind Metalle, Nichtmetalle und Verbundwerkstoffe [YOD06]. Die Anforderung an eine

geringe Deformation unter Gravitation oder anderen Beschleunigungen wird durch die Wahl eines Spiegelmaterials mit hoher spezifischer Steifigkeit erfüllt. Die *spezifische Steifigkeit* Φ beschreibt den Widerstand eines Werkstoffes gegen elastische Verformungen E bei gleichzeitiger Berücksichtigung der Massendichte ρ .

$$\Phi = \frac{E}{\rho} \quad (2.4)$$

Die *thermische Stabilität* Θ bei Temperaturänderung oder Temperaturgradienten wird bei der Auswahl des Spiegelmaterials ebenso berücksichtigt. Eine geringe thermische Ausdehnung α_{th} bei gleichzeitig hoher thermischer Leitfähigkeit k wird durch eine vorteilhafte hohe thermische Stabilität ausgedrückt.

$$\Theta = \frac{k}{\alpha_{th}} \quad (2.5)$$

Abbildung 2-3 zeigt die thermische Stabilität gegen die spezifische Steifigkeit für verschiedene, in der Praxis eingesetzte Spiegelmaterialien in Anlehnung an Tabelle A.1. Vorteilhafte Werkstoffe für Spiegelkörper haben eine große thermische Stabilität bei gleichzeitig großer spezifischer Steifigkeit.

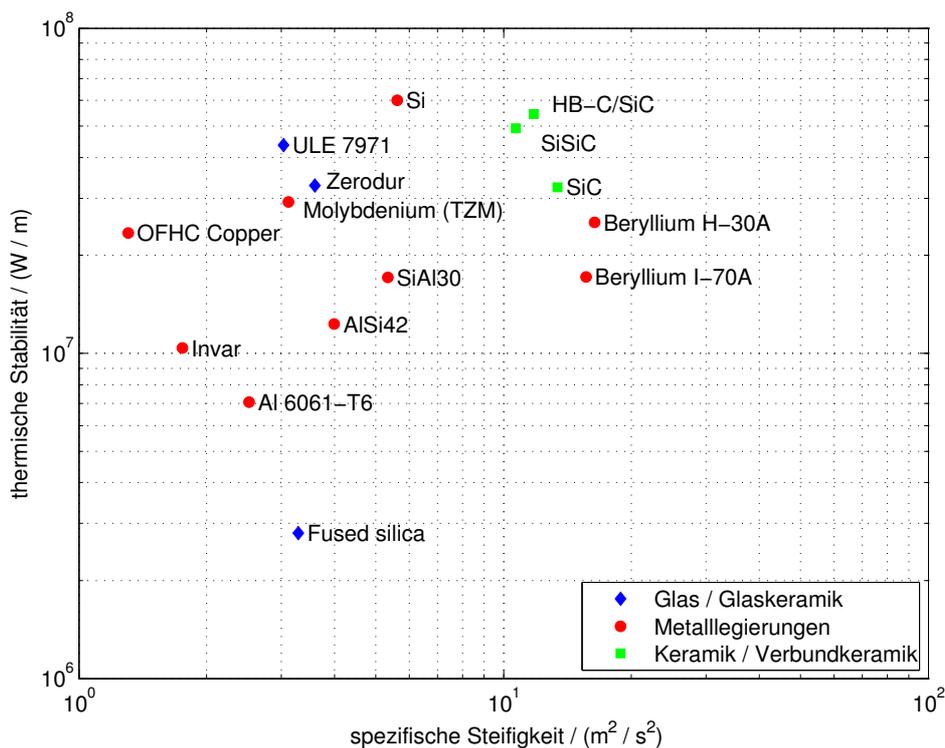


Bild 2-3: Gegenüberstellung thermischer und mechanischer Werkstoffeigenschaften zur Auswahl geeigneter Materialien für Spiegelkörper

Neben den mechanischen und thermischen Eigenschaften liegt der Auswahl eines geeigneten Materials für den Spiegelkörper die *Langzeitstabilität* zu Grunde. Diese zeitbezogene Größe gibt die Längenänderung $\Delta l/l$ eines Materials an. Die Langzeitstabilität wird nach PAQUIN [PAQ95] durch die intrinsische Stabilität des Basismaterials sowie durch Instabilitäten, die

auf die Herstellungsverfahren und Lasten im Produktleben zurückzuführen sind, bestimmt. Die intrinsische Stabilität wird negativ durch Inhomogenität, Anisotropie und Eigenspannungen beeinflusst. Instabilitäten sind durch die Auswahl geeigneter Prozessparameter bei der Herstellung und Bearbeitung sowie geeignete Materialbehandlungen zum Spannungsabbau, wie z. B. chemisches Ätzen oder Temperzyklen, zu minimieren. Die Langzeitstabilität ist somit keine konstante Materialgröße, sondern hängt eher vom Materialgefüge und Spannungszuständen ab.

Die gebräuchlichen Werkstoffe von Spiegelkörpern aus Abbildung 2-3 bzw. Tabelle A.1 können entsprechend des strukturellen Aufbaus und der mechanischen Eigenschaften gruppiert werden. Unterschieden werden amorph erstarrte Feststoffe ohne oder mit teilkristallinen Einlagerungen (Glas und Glaskeramik), von nichtmetallischen-anorganischen Werkstoffen mit kristalliner oder teilkristalliner Struktur (Keramiken) und metallischen Werkstoffen [BER84].

Die Auswahl eines geeigneten Materials für den Spiegelkörper wird aus der Anforderungsmatrix des optischen Systems abgeleitet. Systeme mit Ansprüchen an eine hohe Langzeitstabilität und Formgenauigkeit, auch bei Temperaturschwankungen, sind aus Werkstoffen der Gruppe der Gläser- und Glaskeramiken aufzubauen. Keramik- und verbundkeramikbasierte Spiegel zeigen ein hervorragendes Potential zur Gewichtsreduzierung bei hoher mechanischer und thermischer Stabilität. Beide Materialgruppen werden überwiegend für Großspiegel eingesetzt. Metalle sind weit verbreitete Werkstoffe für Spiegelkörper. Insbesondere die hohe thermische Leitfähigkeit des Halbmetalls Silicium und der Metalle Kupfer, Molybdän und Invar (Legierung: Fe65Ni35) fördern deren Einsatz in gekühlten Spiegelsystemen mit hohen Strahlungsleistungen [YOD06]. Oxygen-Free High Conductivity (OFHC)-Kupfer hat bei einer Wellenlänge von 10,6 μm typischerweise eine Reflexivität von 98,6 % und wird daher ohne zusätzliche Reflektionsschicht im diamantbearbeiteten Zustand für CO_2 -Laser eingesetzt. Als nachteilig sind die vergleichsweise hohe Dichte und damit die geringe spezifische Steifigkeit zu werten. Beryllium zeigt herausragende Eigenschaften hinsichtlich der spezifischen Steifigkeit und bietet damit enormes Potential zur Gewichtsreduzierung des optischen Systems. Die problematischen Aspekte hinsichtlich der Gesundheitsgefährdung und die vergleichsweise schlechten Bearbeitungseigenschaften reduzieren den Einsatz von Beryllium auf Spiegelsysteme, die zwingend auf eine geringe Masse bzw. die geringe Massenträgheit angewiesen sind.

Aluminium, als Basismaterial für Spiegelkörper, zeigt keine herausragenden Eigenschaften im Vergleich zu den oben genannten Werkstoffen, ist allerdings aufgrund der Verfügbarkeit und des vergleichsweise geringen Preises sehr weit verbreitet [PAQ97; GUR03]. Die gute Zerspanbarkeit, insbesondere die hervorragende Bearbeitbarkeit mit Diamantwerkzeugen, führt zur Verwendung von Aluminiumwerkstoffen für Spiegelkörper und Strukturen. Durch die konsequente Verwendung des gleichen Materials oder Materialien mit angepassten Ausdehnungskoeffizienten werden besonders durch Aluminiumdesigns die Anforderungen an Athermalität erfüllt. Das Material zeigt eine hohe thermische Leitfähigkeit, bei gleichzeitig hoher thermischer Ausdehnung. Die Dichte des Materials fördert den Einsatz von Aluminiumlegierungen für gewichtsreduzierte Spiegel. Der vergleichsweise geringe Elastizitätsmodul reduziert die spezifische Steifigkeit deutlich.

Sowohl Guss- als auch Knetlegierungen werden zur Herstellung von optischen Systemen verwendet. Nach YODER [YOD06] sind Knetlegierungen fester, duktiler und weisen weniger Defekte auf. Die luft- und raumfahrtzertifizierte Knetlegierung AlMg1SiCu wird als bevorzugter Werkstoff für metallische Spiegelkörper verwendet [PAQ97; RIE01a; YOD06]. Gemäß Euronorm [DIN573] wird diese niedriglegierte Al-Basislegierung als EN AW-6061 bezeichnet. Die Vorteile im Vergleich zu anderen Aluminiumlegierungen sind die Aushärtbarkeit, die gute Langzeitstabilität nach Alterungsprozeduren [ROB98; YOD06] und die hervorragende Zerspanbarkeit des Werkstoffes, insbesondere mit Diamantwerkzeugen zur direkten Herstellung der optischen Oberfläche für IR-Anwendungen [RIE01a].

Die inhomogenen Bearbeitungseigenschaften der unterschiedlich orientierten Metallkörner der polykristallinen Legierung EN AW-6061 können durch eine Verkleinerung der Kristallite durch den Rapid Solidification Process (RSP) minimiert werden [GUB08]. Im RSP erstarrt die schmelzflüssige Legierung mit Abkühlraten von 10^6 K/s. Das Kornwachstum wird aufgrund ausbleibender kinetischer Vorgänge verhindert, die sprödharten $(\text{Fe}, \text{Mn}, \text{Cr})_3\text{SiAl}_{12}$ -, $(\text{Fe}, \text{Mn}, \text{Cr})_2\text{Si}_2\text{Al}_9$ - und Mg_2Si -Partikel werden durch die rasche Abkühlung fein-dispers im Gefüge verteilt. TER HORST ET AL. [HOR12] belegen die Optimierung der Mikrorauheit MSFR durch Diamantbearbeitung von typischerweise 6 nm bis 10 nm (rms) [CHU85] auf Rauheiten kleiner $\Delta_{rms} = 1,5$ nm in Laborversuchen. CARRIGAN [CAR11] belegt Rauheiten von 3,5 nm (rms) auf diamantgedrehten Spiegelflächen und beansprucht einen Polierprozess zur Minimierung der Mikrorauheit auf 1,5 nm (rms) auf EN AW-6061 aus einem RSP. Darüber hinaus wird die Oberflächenformabweichung durch den CCP-Prozess für einen Einsatz des optischen Elementes im VIS von PATEL UND CARRIGAN [PAT12] demonstriert. Vergleichbare Ergebnisse sind von VUKOBRATOVICH UND SCHAEFER [VUK11] durch Chemical Mechanical Polishing (CMP) und MRF gezeigt.

Die in der industriellen Praxis angewandten Poliermechanismen zur Erzielung von Rauheiten $\Delta_{rms} < 4$ nm sind proprietär. Der Abtragsmechanismus bei dem CMP von Aluminium basiert nach MOEGGENBORG ET AL. [MOE08] auf der Abrasion des Oxidlayers, der durch den chemischen Bestandteil des Polierfluides kontinuierlich neu gebildet wird. Die Polierkörper mit einer Größe von nur 20 nm bis 100 nm bearbeiten nur die Oxidschicht und kommen mit der Metalloberfläche nicht in Kontakt.

Die weit verbreitete Alternative zur Erzielung einer Oberflächenfeingestalt MSFR von 5 nm bis 10 nm (rms) auf großflächigen Spiegelkörpern ist die Abscheidung einer zusätzlichen Schicht und deren Diamant- und eventuelle Polierbearbeitung. Durch eine Plattierung des Spiegelkörpers mit einer hoch reinen Aluminiumschicht (AlumiPlate), mit annähernd gleichem thermischen Ausdehnungskoeffizienten, ist die Diamantbearbeitung eines homogenen Gefüges möglich. Nachteile der AlumiPlate Technologie sind die auf 4 nm (rms) begrenzte Rauheit [VUK98], die Kosten sowie die geringe Härte der Oberfläche, die eine mechanische Reinigung erschwert.

Das Aufbringen einer amorphen Polierschicht auf einen Spiegelkörper erlaubt die Diamantbearbeitung, Politur und Ionenstahlkorrektur zur Verbesserung der Oberflächenform und -rauheit. In einer außenstromlosen chemischen Abscheidung wird eine amorphe Nickel-Phosphor (NiP) Schicht mit einer Schichtdicke von 25 μm bis 150 μm auf der Spiegeloberfläche abgeschie-

den, in der die Endbearbeitung der Pässe und die Herstellung der Mikrorauheit erfolgt. STEINKOPF ET AL. [STE08] belegen die Erweiterung der Prozesskette für den Einsatz von Aluminiumspiegeln mit Polierschicht im VIS. Mögliche Verformungen aufgrund unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten des Basismaterials und der Polierschicht bei Abkühlung auf kryogene Temperaturen können durch die Verwendung ausdehnungsangepasster Aluminiumlegierungen nach der Methode von ROHLOFF ET AL. [ROH10] ausgeglichen werden. Aluminium-Silicium mit einem Siliciumgehalt von 42 % zeigt neben dem harmonisierten Ausdehnungskoeffizienten auch verbesserte Eigenschaften hinsichtlich der thermischen Stabilität Θ und der spezifischen Steifigkeit Φ .

Fazit: Werkstoffe

Aluminium ist ein sehr universell einsetzbares Spiegelmaterial mit hervorragenden Bearbeitungseigenschaften und hoher Verfügbarkeit. Instrumente für Anwendungswellenlängen im MIR und NIR sind überwiegend aus Aluminium aufgebaut. Besonders die Aluminiumlegierung EN AW-6061 wird für den On-Orbit-Einsatz aufgrund der Weltraumtauglichkeit verwendet.

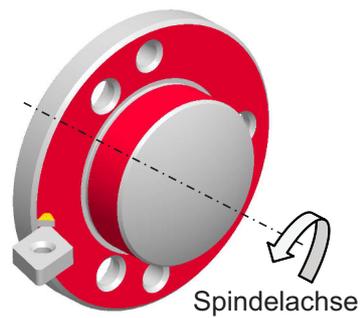
Die Möglichkeiten der Beschichtung von Aluminiumsubstraten mit Polierschichten und der Politur erlauben den Einsatz von Aluminiumsubstraten für alle relevanten optischen Wellenlängen. Die dimensionale Stabilität von Aluminiumlegierungen, insbesondere von Legierungen aus einem RSP, ist nicht abschließend belegt. Die mäßige thermische Stabilität und die vergleichsweise schlechte spezifische Steifigkeit limitiert den Einsatz von Aluminiumlegierungen als Spiegelkörper von Hochleistungsoptiken auf eine Größe bis ca. 500 mm. Ein besonderer Vorteil von Aluminium besteht in der Athermalität des Struktur- und Spiegelmaterials. Geometrien zur Montage der Spiegel am Gehäuse können im Spiegelkörper monolithisch integriert sein. Eine spannungsarme Aufnahme des Spiegels und die kinematische Entkopplung von der Struktur sind in einem Bauteil möglich.

2.4.3 On-Axis-Teleskope

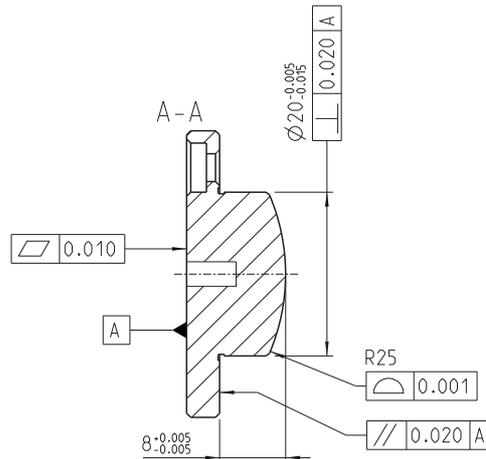
Die Rotationssymmetrie von Spiegelsystemen mit geradliniger Anordnung der Elemente entlang der optischen Achse erlaubt die direkte Herstellung von Bezügen mit engen Toleranzen zur optischen Fläche analog zu dem in [Abschnitt 2.3.3](#) beschriebenen Justierdrehverfahren.

MORRISON [MOR89] zeigt Beispiele zur Herstellung funktionsrelevanter Bezüge auf der Basis der UP-Bearbeitung von Mess-, Montage- und Montagehilfsflächen am Spiegelkörper. Die vorgestellten Grundlagen beruhen auf der Drehbearbeitung der optischen Fläche und radialer sowie axialer Bezüge in definierter Lage mit engen Toleranzen zum Scheitelpunkt in nur einem Maschinenprozess ohne Umspannvorgänge. [Bild 2-4](#) illustriert die UP-Bearbeitung und die zur Lagezuordnung definierten Toleranzen eines rotationssymmetrischen Spiegels im Drehzentrum.

Die hergestellten Bezugsflächen ermöglichen die Lagezuordnung der Spiegelfläche in fünf funktionsrelevanten Freiheitsgraden durch die UP-Bearbeitung. Die Bezugsebene, deren Normalenvektor kollinear zur Drehachse ist, bestimmt die yx -Ebene und somit die funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Kippung um R_x und R_y sowie die Translation in T_z . Der Bezugszylinder auf einer Mantelfläche verkörpert die Drehachse und somit die T_x - und T_y -Lagezuordnung der Fläche.



(a) Prinzipdarstellung



(b) Form- und Lagetoleranzen der Bezüge

Bild 2-4: Mikrozerspanung von Bezugselementen [MOR89]

Die Montage derart referenzierter Spiegel zeigt GERCHMAN [GER87] anhand einer Reihe von radial zentrierten optischen Designs. Die ungerichtete Montage dieser Systeme erfolgt analog zum Füllfassungsprinzip. Die axiale Lagezuordnung sowie die funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Kippung der Spiegel (R_x , R_y) werden nicht durch Distanzringe realisiert, sondern durch diamantbearbeitete Bezüge am Fassungszyylinder selbst. Bild 2-5 zeigt eine Explosionsdarstellung eines Cassegrain-Teleskopes nach GERCHMAN [GER87]. Die Zentrierengenauigkeit von Spiegeln bis zu einer Größe von 100 mm wird mit $\pm 2 \mu\text{m}$ angegeben. Eine Toleranzüberschreitung der Zylinderlänge, die den Abstand zwischen den Spiegelementen bestimmt, kann durch eine Verrechnung der Scheitelpunkthöhen an den Spiegelkörpern kompensiert werden. Die Übereinstimmung zwischen dem Justierdrehverfahren als Prozessschritt der mittelbaren Montage von refraktiven Rundoptiken und der On-Axis-Bearbeitung von Bezügen an Spiegelkörpern wird damit belegt. Um Folgen der kinematischen Überbestimmung und Spannungszustände zu minimieren, sind die Kontaktflächen geeignet auszulegen [YOD08].

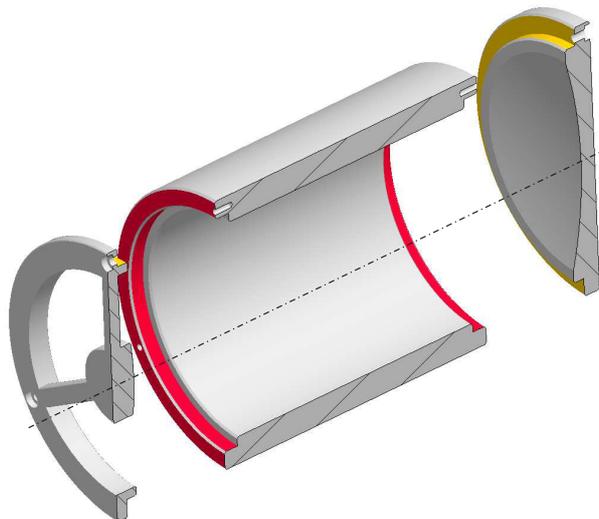


Bild 2-5: Explosionsdarstellung eines On-Axis-Cassegrain-Teleskopes; die ungerichtete Montage basiert auf mikrospanend bearbeiteten Bezugselementen an den Spiegelkörpern sowie am Tubus.

ERICKSON ET AL. [ERI92] demonstrieren den Aufbau von On-Axis-Spiegelsystemen auf der Bearbeitungsmaschine und integrieren Fertigungs- und Montageoperationen. Im Anschluss an die Herstellung der optischen Fläche und von Bezugsflächen wird die mechanische Struktur an den Spiegelkörper montiert. Anschließend werden ohne Umspannvorgänge weitere Bezugsflächen für die ungerichtete Montage von optischen Elementen hergestellt. Diese sequenzielle Bearbeitung der optischen Fläche und einer Reihe von Bezugsflächen in nur einem Maschinenprozess wird vom Autor als Übertragung der Maschinengenauigkeit auf ganze Baugruppen bezeichnet. Als nachteilig ist die auf den Bearbeitungsraum der Ultrapräzisionsmaschine (UPM) limitierte Größe des Teleskopes zu bewerten. Fehlereinflüsse durch die begrenzte Steifigkeit der Struktur und Zentrifugalkräfte bei der Drehbearbeitung nehmen mit erhöhtem Grad der Gewichtsreduktion der Teleskopstruktur zu. Die Abweichung von der Rotationssymmetrie des mechanischen Designs führt zu Unwucht während der Drehbearbeitung, die nur eingeschränkt ausgeglichen werden kann.

2.4.4 Off-Axis-Teleskope

Ein Nachteil von zentrierten Spiegelteleskopen, bei denen die mechanische Symmetrieachse mit der optischen Achse zusammenfällt, ist die Abschattung von Teilen des Bildes durch Spiegel und deren Halterung. Ein Beispiel ist in [Bild 2-5](#) illustriert. Die freie Apertur wird durch den Sekundärspiegel und dessen Aufhängung gestört. Die Bildverdeckung kann umgangen werden, indem nur außer-axiale Ausschnitte der Spiegelflächen für die Strahlführung ausgeleuchtet werden.

Obwohl die Spiegelflächen dieser Optikschemata rotationssymmetrisch zur optischen Achse sind, werden die Spiegelkörper nicht rotationssymmetrisch ausgeführt [RIE01a]. Die direkte Erzeugung von Bezügen im selben Maschinenprozess ist in Abhängigkeit von der Geometrie nur eingeschränkt möglich. Die Herstellung von Bezügen an Off-Axis-Spiegeln basiert auf Vorrichtungsmerkmalen, Umspannvorgängen und ist nur in Sonderfällen direkt möglich.

Die Drehbearbeitung von Off-Axis-Asphären basiert, wie [Bild 2-6](#) illustriert, auf der Lagefixierung der Spiegelkörper in der entsprechenden außer-axialen Position auf einer UP-bearbeiteten Vorrichtungplatte. Die zur **radialen Lagezuordnung** verwendeten Anschlagstifte sind nach MORRISON [MOR89] die Bezüge für die Positionierung und Orientierung der optischen Oberflächen in der Off-Axis-Position in Mess- und Montageprozessen.

Die Lagezuordnung „Passestift - Bohrung“ wird durch eine Toleranzverkettung bestimmt. Zugrunde liegen die Positionstoleranzen der Einzelbohrungen in der Vorrichtungplatte und im Spiegelkörper sowie die Toleranz der Passung. Als sekundäre Fehlerquellen werden von VUKOBRATOVICH [VUK99] die Konizität und Zylinderformabweichung des Passestiftes und die Rechtwinkligkeit der Bohrungsachsen genannt. CURCIO [CUR80] schätzt die radiale Positionstoleranz eines Spiegels auf einer Vorrichtungplatte mit $\pm 5 \mu\text{m}$ ab. Die Positionierung der in [Bild 2-6](#) dargestellten Spiegel auf der Basis von jeweils zwei Passestiften ist stark überbestimmt. Die Ausführung mit einer Passbohrung und einem Langloch führt zu einer eindeutigen Bestimmtheit in sechs Freiheitsgraden im Bearbeitungsaufbau [VUK93]. Alternativ kann der Spiegelkörper zur Lagezuordnung gegen Anschläge auf der Vorrichtungplatte geschoben werden.

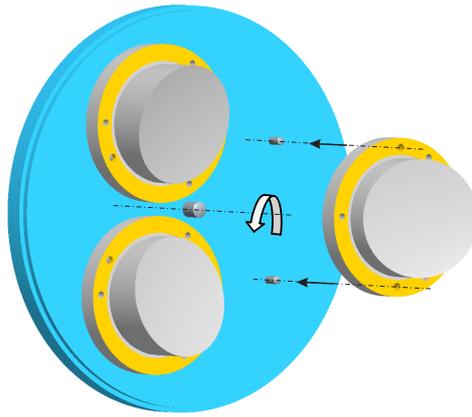


Bild 2-6: Prinzipdarstellung der Herstellung von Off-Axis-Spiegelflächen und von Bezugselementen durch UP-Bearbeitung in Anlehnung an MORRISON [MOR89]

Die Herstellung der **axialen Bezüge** an Off-Axis-Spiegeln kann von der Herstellung der optischen Fläche durch einen Umspannvorgang getrennt sein. Der Spiegelkörper wird, analog zur On-Axis-Bearbeitung, zentriert zur Drehachse auf dem Vakuumfutter der Spindel befestigt und die Bezugsflächen werden mikrospanend bearbeitet. Der Übertrag der Lagezuordnung der optischen Fläche zum Bezugselement findet über die Rückseite des Spiegelkörpers statt. Das Nennmaß des Scheitelpunktes zum Bezugselement wird aus der Kenntnis des Abstandes des Scheitelpunktes zur Rückseite aus der vorhergehenden Bearbeitungsoperation abgeleitet [MOR89]. Die durch das Umspannen bedingten Fertigungsabweichungen ergeben sich aus dem Verlust des Bezugskoordinatensystems. Die Wiederaufnahme der Koordinaten mittels Bezugshilfsflächen ist fehlerbehaftet.

An Off-Axis-Spiegeln mit rechteckförmiger Apertur können, analog zum Herstellen von Bezügen an On-Axis-Spiegeln, Planflächen für die axiale Positionszuordnung und Zylinderflächen für die radiale Lagezuordnung erzeugt werden. Diese Flächen sind Ausschnitte von rotationssymmetrischen Flächen, deren Zentrum die Drehachse ist. Der entsprechende Bearbeitungsraum für die kollisionsfreie Drehbearbeitung ist zu gewährleisten. RISSE ET AL. [RIS08] zeigen die UP-Bearbeitung von Off-Axis-Asphären und Bezugsflächen ohne die Notwendigkeit eines Umspannens. Ein zentraler UP-bearbeiteter Stift auf der Vorrichtungplatte verkörpert die Drehachse. Die Spiegelkörper werden zur Lagebestimmung auf der ebenen Vorrichtungplatte mittels eines V-förmigen Lagers gegen den Stift geschoben. Mit einem weiteren Stift und einem Anschlag am Spiegelkörper wird der Freiheitsgrad der Rotation um die Drehachse gebunden. Im Anschluss an die Bearbeitung der optischen Fläche werden Bezugsflächen mit engen Form- und Lagetoleranzen mit demselben Drehwerkzeug hergestellt. Die radialen Bezüge werden durch die Diamantbearbeitung von Ausschnitten der Umfangsfläche erzeugt, die axialen Bezüge durch ein Plandrehen von Bezugsebenen. Die Bedingung der kollisionsfreien Erreichbarkeit der Bezüge wird durch die Anordnung der Flächen nahe dem Drehzentrum und in den äußeren Ecken des rechteckförmigen Spiegelkörpers erfüllt.

Die Vermeidung von Umspannvorgängen ermöglicht die Herstellung von Bezugsflächen für die Metrologie und Montage mit sehr geringen fertigungsbedingten Abweichungen. Als nachteilig ist die eingeschränkte Gestaltungsfreiheit hinsichtlich der Positionierung der Bezugsflächen zu werten.

Eine deutliche Vereinfachung der Bauteilstruktur des Teleskopes ist der Verzicht auf Montage-schnittstellen zwischen optischen Elementen durch eine **Integralbauweise**. KORSCH [KOR74], OFFNER [Off81] und MATSUMOTO [MAT89] sind Beispiele aus der Patent-literatur, die eine monolithische Integration mehrerer Spiegelflächen auf einem gemeinsamen Spiegelkörper zulassen.

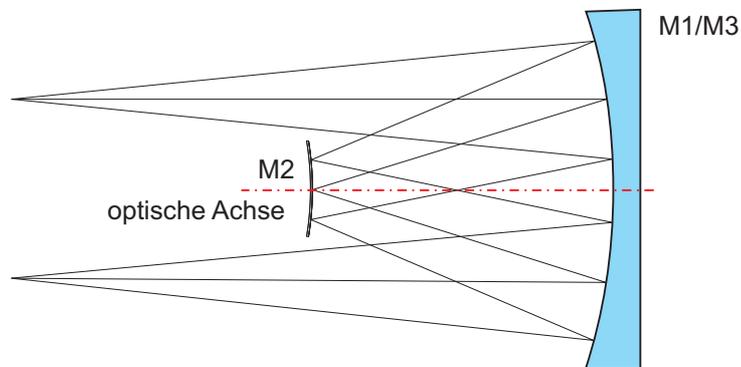


Bild 2-7: Integralbauweise von Spiegeln: Strahlengang eines Offner-Relays aus zwei konzentrischen sphärischen Spiegeln in Anlehnung an OFFNER [OFF75]

Die Designs bestehen aus einem konvexen und einem konkaven konischen Spiegel, die entlang einer optischen Achse ausgerichtet sind. Wie das Beispiel nach OFFNER [OFF75] in Bild 2-7 zeigt, leuchtet der Strahlengang einen Off-Axis-Bereich des konkaven Spiegels oberhalb der optischen Achse aus, wird zum konvexen On-Axis-Spiegel reflektiert und propagiert von dort zu einem zweiten, symmetrisch zum ersten Ausleuchtungsbereich ausgelegten Footprint auf dem konkaven Spiegel. Da die Anordnung axialsymmetrisch zur optischen Achse ist, wird in der Praxis ein monolithischer Spiegel für den optomechanischen Aufbau verwendet.

Die monolithische Integration von unterschiedlichen Off-Axis-Spiegeln auf einem gemeinsamen Spiegelkörper wird von CHAN UND PRESTON [CHA92] beschrieben. Unter der Voraussetzung, dass alle Spiegel des Off-Axis-TMA-Designs eine gemeinsame optische Achse teilen und der Primärspiegel (M1) und der Tertiärspiegel (M3) einen gemeinsamen Scheitelpunkt aufweisen, ist die Herstellung der optischen Elemente durch UP-Drehbearbeitung auf einem gemeinsamen Spiegelkörper möglich. Das in Bild 2-8a gezeigte Optikschemata erfüllt diese Voraussetzungen. Eine zusätzliche, hinreichende Bedingung ist die Durchdringungsvermeidung der Bearbeitungsräume der Spiegel beim Diamantdrehen [CHA99]. Bild 2-8b verdeutlicht, dass bei der axialsymmetrischen Drehbearbeitung der innere Bearbeitungskreis des äußeren Spiegels nicht kleiner sein darf als der äußere Bearbeitungskreis des inneren Spiegels, um Kollisionen des Drehwerkzeugs im Bearbeitungsprozess auszuschließen.

Die Vereinfachung der Montage wird bei Analyse der funktionsrelevanten Freiheitsgrade nach Tabelle 2-1 deutlich. Bei Annahme eines sphärischen Sekundärspiegels (M2) ist, bei der relativen Justierung der optischen Elemente zum Primärspiegel, die Anzahl der funktionsrelevanten Freiheitsgrade von acht auf drei reduziert. Die gerichtete Montage umfasst die Justierung des Sekundärspiegels in Translation T_x , T_y und T_z und ist somit deutlich effizienter als die vergleichbare Justierung von acht Freiheitsgraden. SINCLAIR ET AL. [SIN93] leiten aus einer vergleichenden Toleranzanalyse eines integralen und differenzialen optomechanischen Aufbaus

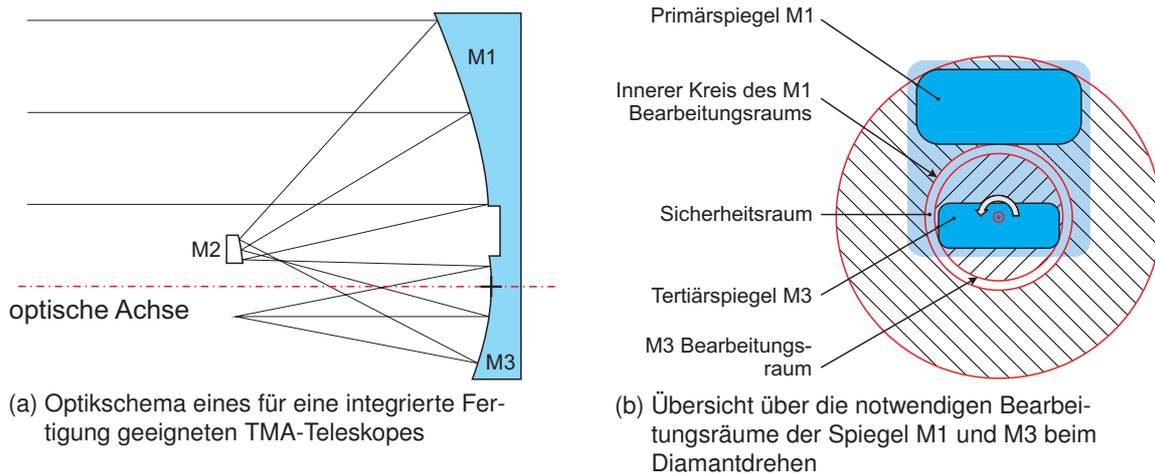


Bild 2-8: Integration von unterschiedlichen asphärischen Spiegeln im Bearbeitungsprozess zur Vermeidung von Schnittstellen und der Vereinfachung der Montage nach CHAN UND PRESTON [CHA92]

die Entspannung der Anforderungen an die funktionsrelevanten Freiheitsgrade ab. Insbesondere die Anforderungen hinsichtlich der lateralen Dezentrierung sind um den Faktor 2,5 bis 3 entspannt. Auch die kritischen Toleranzen der relativen Flächenkipfung werden um den Faktor 2,5 bis 5 vergrößert. Neben der vereinfachten Montage des Teleskops, durch die reduzierte Anzahl und die höheren Toleranzen funktionaler Freiheitsgrade, sind auch die verringerte Masse aufgrund fehlender Verbindungselemente und eine höhere thermische Stabilität aufgrund der besseren thermischen Leitfähigkeit des monolithischen Spiegelkörpers überlegen gegenüber der differenziellen Lösung. CHAN UND PRESTON [CHA99] betonen auch den wirtschaftlichen Charakter der Methode, da neben der Ersparnis von Material auch die Komplexität der Justierung deutlich reduziert wird und die Systemmontage effizient und deterministisch ist.

Das Konzept erfordert allerdings eine Anpassung des Optikschemas, um die Vorteile aus der Integration zweier optischer Flächen auf einem Spiegelkörper nutzen zu können. So sind die Scheitelpunktlagen von M1 und M3 auf der optischen Achse anzupassen und ein verhältnismäßig großer Abstand zwischen den optischen Flächen auf dem Spiegelkörper vorzusehen. Neben der Einschränkung der Freiheit des optischen Designs durch zusätzliche Randbedingungen und der damit verbundenen möglichen Verschlechterung der Abbildungsgüte ist auch die Bauweise des TMA-Teleskops nicht kompakt. SINCLAIR ET AL. [SIN93] vergleichen das Toleranzbudget eines integralen Designs mit gekoppelten Spiegeln zu einem optimierten differenziellen Design, bei dem alle Spiegel des TMA gegeneinander verschoben sowie gekippt sind und nicht gemeinsam bearbeitet werden können. Im Ergebnis wird eine theoretische Vergrößerung des Gütekriteriums „mittlere Spotgröße“ um 12 % festgestellt.

Die von CHAN UND PRESTON [CHA92] veröffentlichte Abbildungsgüte von $\Delta_{rms} = 423 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 2,8 \text{ }\mu\text{m}$ eines nach diesem Ansatz aufgebauten Teleskops mit einer CA von 152 mm und einer Blendenzahl von $f/2,6$ ist für die beugungsbegrenzte Abbildung nach Formel 2.2 im MIR ab einer Anwendungswellenlänge von $6 \text{ }\mu\text{m}$ geeignet. Ein afokal aufgebautes System gleicher Apertur zeigt einen Wellenfrontfehler von $\Delta_{rms} = 680 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 3,8 \text{ }\mu\text{m}$ und ist ab Anwendungswellenlängen $> 9,5 \text{ }\mu\text{m}$ als beugungsbegrenzt anzusehen. Die nur mäßige Abbildungsgüte dieser optischen Teleskope lässt den Schluss auf eine Diamantbearbeitung der

Flächen ohne Prozessschritte der Korrektur von Formfehlern zu. CHAN UND PRESTON belegen somit die Anwendbarkeit des Ansatzes der Integration mehrerer optischer Oberflächen eines TMA-Teleskops auf einen Spiegelkörper, allerdings ohne die Grenzbereiche aufzuzeigen.

Die **ungerichtete Montage** von Spiegelsystemen mit Off-Axis-Komponenten erfolgt analog dem Stapelfassungsprinzip. Die optischen Flächen werden anhand der durch UP-Bearbeitung erzeugten äußeren Merkmale relativ zueinander oder zum Gehäuse positioniert und orientiert. Der Luftabstand zwischen den Spiegeln ergibt sich dabei aus der Summe der Abstände der axialen Bezüge zu den Scheitelpunkten der Elemente und aus präzisen Distanzelementen, wie u. a. auch der Gehäusestruktur. Die relative Flächenkipfung ist das Resultat der Abweichung der Rechtwinkligkeit zwischen Drehachse und Bezügen sowie der Parallelitätsfehler von Distanzelementen. Zur Minimierung dieser Fehlerquellen basiert die Herstellung der Distanzelemente auf der Mikrozerspanung. Die radiale Positionierung wird mittels der Positionsbezüge aus der vorhergehenden Off-Axis-Bearbeitung realisiert.

SWEENEY [SWE02] führt ein Beispiel zur ungerichteten Montage eines hyperspektralen Teleskopes für ein Spektrometer im Orbitereinsatz aus. Das beugungsbegrenzte Optikschem ist für den Anwendungswellenlängenbereich NIR und VIS ausgelegt. Wie Bild 2-9a zeigt, besteht das System mit einer Gesamtlänge von ca. 60 mm aus drei Off-Axis Asphären und einem Faltspiegel. Alle Elemente weisen einen geringen Abstand zur optischen Achse auf.

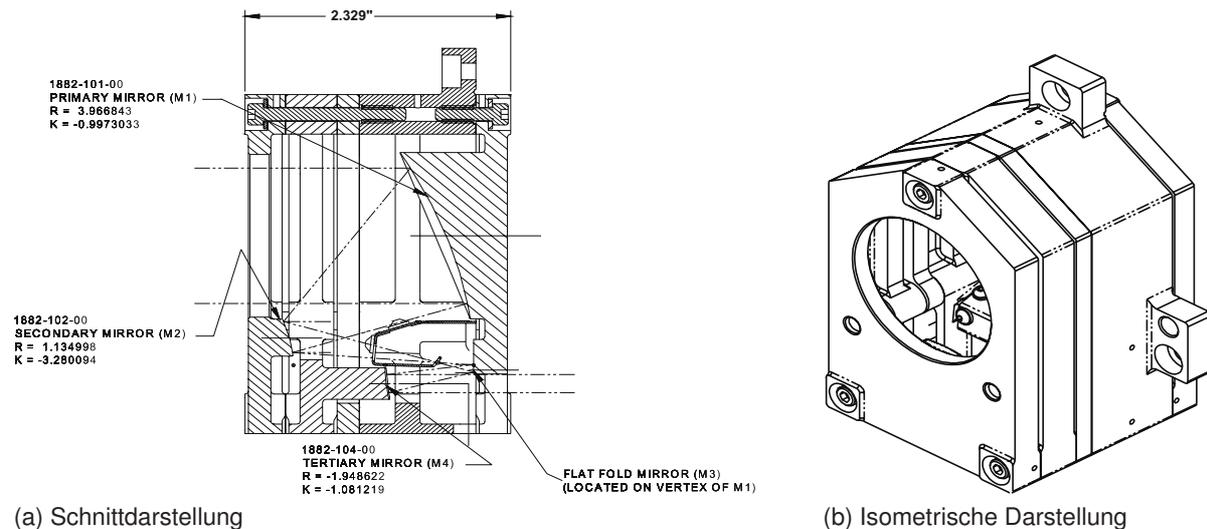
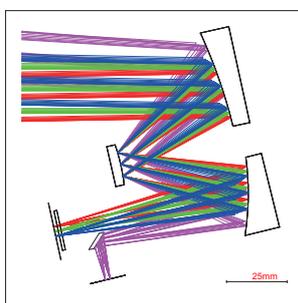


Bild 2-9: Design des gefalteten MAESTRO TMA-Teleskops in einer sehr kompakten Bauweise. Das Teleskop ist für die UP-Bearbeitung und die anschließende ungerichtete Montage optimiert [SWE02].

Das optomechanische Design des Teleskopes erfüllt die Anforderungen an eine kompakte Baugröße, ein geringes Massen-Budget und ist auf die Anwendbarkeit der mikrospanenden UP-Bearbeitung optimiert. Zur Vereinfachung der Montage sind Bezüge mit engen Toleranzen zur optischen Fläche vorgesehen und durch die oben genannten Prinzipien realisiert. Die Bezüge zur Montage nach dem Stapelfassungsprinzip werden durch die UP-Bearbeitung von Funktionsabsätzen an Vorder- und Rückseite der asphärischen Spiegelkörper, eines Distanzelementes und des Gehäuses erzeugt. Die Montageflächen der Spiegel werden direkt im Anschluss an die Fertigung der optischen Fläche hergestellt. Die Länge des Distanzele-

mentes ist als Kompensator zur Abstimmung der Divergenz des afokalen Systems bei der Montage vorgesehen. Durch die planen Bezugsflächen werden drei funktionsrelevante Freiheitsgrade pro Spiegelkörper in Relation zum Gehäuse gebunden. Die übrigen Freiheitsgrade der radialen Positionierung und der Drehung um die optische Achse werden durch zwei Passstifte, die durch alle Spiegelkörper, das Distanzelement und das Gehäuse verlaufen, fixiert. Die Bezugszylinder der Passbohrungen der einzelnen Spiegelkörper sind gleichzeitig die Referenzen zur Festlegung der Off-Axis-Position während der Drehbearbeitung. Eine zusätzliche Vereinfachung ist die monolithische Integration des Faltspiegels in den Spiegelkörper des Primärspiegels. Die Montage des Systems wird von SWEENEY [SWE02] als ungerichtete Montage anhand äußerer Merkmale bezeichnet, obwohl eine Abstimmung der Koaxialität und des Abstandes zwischen Primär- und Sekundärspiegel beschrieben ist. Nicht veröffentlicht sind die zum Erreichen der Abbildungsqualität erforderlichen Nacharbeiten. Die Toleranzen der Zentriergenauigkeit werden von SWEENEY mit $\pm 2 \mu\text{m}$ angegeben, die Toleranz für den Luftabstand zwischen Primär- und Sekundärspiegel ist $\pm 0,5 \mu\text{m}$. Die Wellenfrontabweichung Δ_{rms} des montierten Teleskops über das Feld ist $50 \text{ nm} - 60 \text{ nm}$ (rms) und damit kleiner als $\lambda/10$ bei $\lambda = 632,8 \text{ nm}$ (rms). SWEENEY belegt mit diesem Beispiel die Anwendbarkeit der Prinzipien der ungerichteten Montage auf beugungsbegrenzte Systeme kleiner Baugröße mit kleinen Off-Axis-Abständen für Anwendungen im NIR.

Ein weiteres Beispiel für eine ungerichtete Montage eines TMA-Teleskops auf der Basis von UP-Bearbeitung von optischen Flächen sowie Bezügen an Spiegelkörpern und dem Gehäuse ist die abbildende Spektrometeroptik des *Vegetation Instrument* der *PROBA-V Earth Observation Mission* [SAN10]. Das für die Spektralbereiche im Visible Near Infrared (VNIR) und NIR ausgelegte TMA-Teleskop hat ein Gesichtsfeld von 34° und eine CA von $18,6 \text{ mm}$ [HUB10]. Der Strahlengang des TMA ist in Bild 2-10a dargestellt. Aufgrund der räumlichen Bedingungen können die Spiegel M1 und M3 nach dem Ansatz von CHAN UND PRESTON [CHA92] nicht monolithisch integriert werden. Eine Montage ohne aufwendige Justierarbeiten wird durch die Herstellung der Bezugsflächen an den Spiegelkörpern durch integrierte UP-Dreh- und Fräsoperationen mit Abweichungen der Positionen von Bezugsflächen zur Spiegelfläche $< 3 \mu\text{m}$ erzielt [MOR11]. Die radiale Positionierung und Orientierung der Off-Axis-



(a) Strahlengang
[GRA10]



(b) Montierung der Spiegel
M1 und M3 [MOR11]



(c) Einzelspiegel und Struktur
[JAM12]

Bild 2-10: Optisches- und optomechanisches Design des TMA-Teleskops des Spektrometers der *PROBA-V Earth Observation Mission*

Asphären M1 und M3 wird bei der Bearbeitung der Spiegelflächen und bei der Montage an das Gehäuse über Passstifte realisiert (vgl. Bild 2-10b). Die Lagezuordnung des sphärischen

On-Axis-Sekundärspiegels ist durch eine Passung des UP-bearbeiteten Zylinders umgesetzt. Die axialen Montageflächen an allen Spiegeln sind in engen Toleranzen zur optischen Fläche in gleicher oder rückführbarer Aufspannung bearbeitet. Die Fehler der Bezugsflächenbearbeitung des Gehäuses sind kleiner $3\ \mu\text{m}$ und die relative Flächenkipfung der Bezüge zeigt nach Vermessung mit einem Koordinatenmessgerät (KMG) Abweichungen im Bereich von $12''$. Die Ebenheit der Bezugsflächen ist nach DE VOS ET AL. [DEV10] besser als $500\ \text{nm}$ (PV). Das gegebene Toleranzbudget im Bereich von $\pm 25\ \mu\text{m}$ bis $\pm 60\ \mu\text{m}$ für den Luftabstand und $0,75'$ bis $1,5'$ für die relative Flächenkipfung der Spiegel ist bei Beachtung der Fertigungsgenauigkeit der Spiegel eingehalten. Die radiale Positionierung und Orientierung der Spiegel M1 und M3 um die optische Achse ist sowohl abhängig von Abweichungen der Bezüge am Spiegelkörper, als auch der Genauigkeit der Positionierung der Passstifte im Gehäuse. Die von DE VOS ET AL. [DEV10] angegebenen Toleranzen sind $\pm 15\ \mu\text{m}$ bis $\pm 25\ \mu\text{m}$ für die Zentrierung zur optischen Achse (T_x , T_y) und $2'$ bis $3'$ für die Rotation um Rz. Die Oberflächenformabweichung von M1 und M3 ist $\Delta_{rms} < 30\ \text{nm}$. Die Prüfung basiert auf der Bestimmung der Pässe mit einem CGH als Nullkompensator in einer Interferometeranordnung. Der Sekundärspiegel zeigt eine Abweichung $\Delta_{rms} < 15\ \text{nm}$ von einer sphärischen Wellenfront. Die Mikrorauheit aller Spiegel aus dem Basismaterial Al-6061 aus einem RSP ist $\Delta_{rms} = 3,5\ \text{nm}$ und besser. Der Wellenfrontfehler des TMA-Teleskops über eine CA von $18,6\ \text{mm}$ im zentralen Feld ist $\Delta_{rms} < 45\ \text{nm}$ [JAM12]. Die ungerichtete Montage des diskutierten Teleskops mit Beugungsbegrenzung bis ins VIS belegt die erreichbare Präzision bei konsequenter Lagezuordnung der optischen Elemente.

In der Literatur sind weitere Beispiele der Montage auf Basis der Lagezuordnung von optischen Flächen durch UP-bearbeitete Bezüge ausgeführt. CARRIGAN [CAR12] beschreibt die Herstellung eines Vier-Spiegel-Teleskopes mit diamantbearbeiteten mechanischen Wirkflächen an Spiegeln und am Gehäuse in einer vergleichsweise kurzen Herstellungsdauer. Die Referenzierung der Spiegel wird durch die Kombination zweier Stifte mit einer Bohrung und einem Langloch realisiert. Für die Verwendung des abbildenden Systems im VIS wird der von den *L-3 Communications Tinsley Labs Inc., Richmond, CA, USA* entwickelte Polierprozess angewandt, um eine Oberflächenrauheit $\text{MSFR} < 2\ \text{nm}$ (rms) zu erzielen [CAR11]. Das Design mit einem Kompensator zeigt einen Wellenfrontfehler Δ_{rms} von $253\ \text{nm}$ (rms). Obwohl das System im VIS Anwendung findet, ist die Beugungsbegrenzung ab einer Anwendungswellenlänge λ von $3,5\ \mu\text{m}$ gegeben. Somit kann das vorgestellte System nicht als Hochleistungsoptik im VIS bezeichnet werden. Die Verschiebung der Fokusslage des aufgebauten Teleskops kann mit den Radiusfehlern der einzelnen Asphären erklärt werden.

SWEENEY [SWE02] belegt die vereinfachte Montage eines TMA-Teleskopes für eine Mars Expedition (THEMIS auf Mars Odyssey 2001) auf der Basis der UP-Bearbeitung. Im Unterschied zu den Spiegeln des optomechanischen Aufbaus sind die Bezugsflächen des Gehäuses nicht diamantbearbeitet. Zur Herstellung des Luftabstandes, der Komplanarität und der Parallelität sind die mechanischen Auflageflächen präzisionsgeschliffen und geläppt. Die Bezugsbohrungen zur Ausrichtung der optischen Elemente senkrecht zur optischen Achse sind durch Koordinatenschleifen hergestellt. Über eine CA von $175\ \text{mm}$ zeigt die diamantgedrehte Optik eine Abbildungsgüte von $500\ \text{nm}$ (rms). Das optische System ist somit beugungsbegrenzt für die Infrarotkanäle $\lambda > 7\ \mu\text{m}$ Anwendungswellenlänge.

Insbesondere im Entwicklungsprozess kryogener Systeme für Anwendungen im MIR verfolgt das Institut *Astron, Netherlands Institute for Radio Astronomy, Dwingeloo, NL* innerhalb der Projekte MIDI, VISIR und MIRI eine „No-Adjustment Philosophy“. Die Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade liegen bei optimierter Auslegung des optischen Designs, wie Tabelle 2-2 belegt, deutlich über denen der abbildenden optischen Systeme im VIS und NIR. Bei ausgewogener Zuweisung von Toleranzen und der Reduzierung von Schnittstellen erfüllen die Fertigungstoleranzen der klassischen Bearbeitung des Drehens und Fräsens die Anforderungen des Toleranzbudgets. Die Platzierung von mechanischen Bezügen an Mantelflächen der Spiegelkörper und des Gehäuses begünstigen die Zugänglichkeit durch Bearbeitungswerkzeuge. Die Ermittlung der Toleranzen der mechanischen Fertigung an konkreten Prototypen erlaubt die ungerichtete Montage von abbildenden Systemen im MIR [KRO05; KRO10]. Bei steigender Komplexität und Größe des optischen Systems belegen TROMP ET AL. [TRO10] die Notwendigkeit von aktiven Justierkomponenten im kryogenen Betrieb.

Fazit: Montage von Spiegelteleskopen

Reflektive optische Systeme auf der Basis von metallischen Spiegeln bieten den Vorteil der Funktionsintegration von Fassungsgeometrien in den Spiegelkörper. Ein Verzicht auf die unmittelbare Verbindung des optischen Elements mit Fassungskomponenten ist durch die direkte Mikrozerspannung der Montageflächen möglich. Die Funktionen der unmittelbaren Fassung, also die langzeitstabile und spannungsarme Verbindung der optischen Fläche mit einer mechanischen Halterung, kann monolithisch integriert werden. Die Vermeidung des unmittelbaren Fassens als Montageoperation trägt zur montagegerechten Gestaltung nach PAHL UND BEITZ [PAH93] bei.

Die ungerichtete Montage von abbildenden Systemen mit Beugungsbegrenzung kann durch die Ausrichtung der optischen Elemente anhand äußerer Bezüge erfolgen. Grundlage der vereinfachten Montage in allen Beispielen ist die Minimierung fertigungstechnisch unvermeidbarer Abweichungen. Eine exakte Lagezuordnung von Spiegelementen zu Bezügen wird entweder durch die Drehbearbeitung aller Elemente in nur einer Aufspannung oder durch die exakte Referenzierung des Spiegels während der Bearbeitung erzielt.

Im Stand der Technik sind Methoden zur Herstellung von Plan- und Zylinderflächen als Bezugselemente für die Metrologie und Montage bekannt. Die Einschränkungen der Gestaltungsfreiheit sind durch die Notwendigkeit einer Rotationssymmetrie oder mögliche Umspannvorgänge gegeben. Zusätzlich ist durch die Drehbearbeitung der Arbeitsraum eingeschränkt, sodass Bezugselemente nicht beliebig platziert werden können.

Sofern Slow Tool Servo (STS)- oder Fast Tool Servo (FTS)-Prozesse zur Herstellung der Bezugselemente eingesetzt werden, könnten nicht-rotationssymmetrische Geometrien erzeugt werden. Derartige Ansätze sind jedoch aufgrund der Limitierungen durch die Maschinendynamik, die Freiwinkel am Drehwerkzeug, aufwendige Programmierung und den zusätzlichen Werkzeugverschleiß nicht eingeführt.

Bei Anwendung der *Differentialbauweise* nach PAHL UND BEITZ [PAH93] wird das optische Design fertigungsgerecht geteilt. Die unabhängigen Spiegelflächen werden einzeln hergestellt und müssen bei der Montage entsprechend des Toleranzbudgets im Strahlengang platziert

werden. Die Differenzialbauweise zum Aufbau von optischen Systemen ist durch die Herstellung von Bezugsflächen der Schnittstellen optischer Elemente durch Mikrozerspanung geprägt.

Die *Integralbauweise* vereinigt unterschiedliche Einzelteile zu einem Werkstück [PAH93]. Diese montagegerechte Gestaltung erfordert jedoch die starke räumliche Unabhängigkeit der Flächen, um eine gemeinsame Bearbeitung zu ermöglichen (vgl. CHAN UND PRESTON [CHA92]). Eine Besonderheit stellt die Teilmontage von On-Axis-Komponenten auf der Maschine sowie die Bearbeitung von zwei Spiegelflächen auf einem Spiegelkörper dar.

Die fertigungstechnisch unvermeidbaren Abweichungen sind durch Gestaltungsprinzipien beim Entwerfen und eine fehlerminimierende Prozessführung zu reduzieren. Aus dem Stand des Wissens werden folgende Konstruktionsprinzipien abgeleitet.

Prinzipien zur Gestaltung:

- Vereinfachung der Bauteilstruktur durch Reduktion der Schnittstellen
- Integralbauweise zur Anordnung mehrerer Spiegel auf einem Spiegelkörper
- Verwendung einfacher und eindeutiger geometrischer Bezugselemente
- Fertigungs- und metrologiegerechte Anordnung der Bezugselemente
- Ausnutzung der Rotationssymmetrie zur Gestaltung der Schnittstellen
- Referenzierung mehrerer optischer Elemente auf einen gemeinsamen Bezug

Anforderungen an den Herstellungsprozess:

- Anwendung der UP-Bearbeitung zur Herstellung der radialen und axialen Bezugselemente
- Vermeidung von Umspannvorgängen / Arbeiten in einem Koordinatensystem
- Lagezuordnung zur Bearbeitung mittels der Montagebezüge
- Teilintegration mit anschließender UP-Bearbeitung auf der Maschine

Die Beachtung dieser Prämissen ermöglicht die ungerichtete Montage von optischen Elementen in Systemen. Einige Beispiele belegen die vereinfachte Integration von asphärischen Off-Axis-Spiegeln für eine beugungsbegrenzte Abbildung im MIR ab einer Anwendungswellenlänge von 3 μm . Die Anwendbarkeit der Technologie für die spektralen Bereiche des NIR und VIS ist, bis auf die von SWEENEY [SWE02] und GRABARNIK ET AL. [GRA10] veröffentlichten Ausnahmen nicht belegt. Beide Beispiele basieren auf optischen Systemen mit kleiner Apertur und geringer Baugröße. Die Integration von Freiformflächen in Spiegelteleskope ist derzeit aufgrund mangelnder Quellen nicht nachweisbar.

3 Ziel der Arbeit

Gesamtziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung von Prinzipien zur Vereinfachung der Montage von abbildenden Spiegelsystemen durch eine Minimierung des Justieraufwandes. Die Überlegungen basieren auf der Minimierung fertigungstechnisch unvermeidbarer Abweichungen durch Anwendung der Verfahren der Mikrozerspanung. Zusätzlich sollen durch eine Integralbauweise, d.h. durch die Zusammenfassung von Spiegeln in Spiegelmodulen, die Schnittstellen zwischen außeraxialen optischen Elementen vermieden werden, um eine ungerichtete Montage von optischen Baugruppen zu ermöglichen. Die rückführbare Positionierung und Orientierung der optischen Oberflächen zu Mess- und Montageflächen soll eine exakte Einbaulage in allen funktionsrelevanten Freiheitsgraden sicherstellen.

Bild 3-1 illustriert den Zielprozess der Produktion von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen mit dem Schwerpunkt einer vereinfachten Systemmontage. Bei der Optikfertigung soll ein Bezugssystem am Spiegelkörper hergestellt werden, das in nachfolgenden Prozessschritten der Metrologie und der Montage die präzise Lagezuordnung der Spiegelemente ermöglicht.

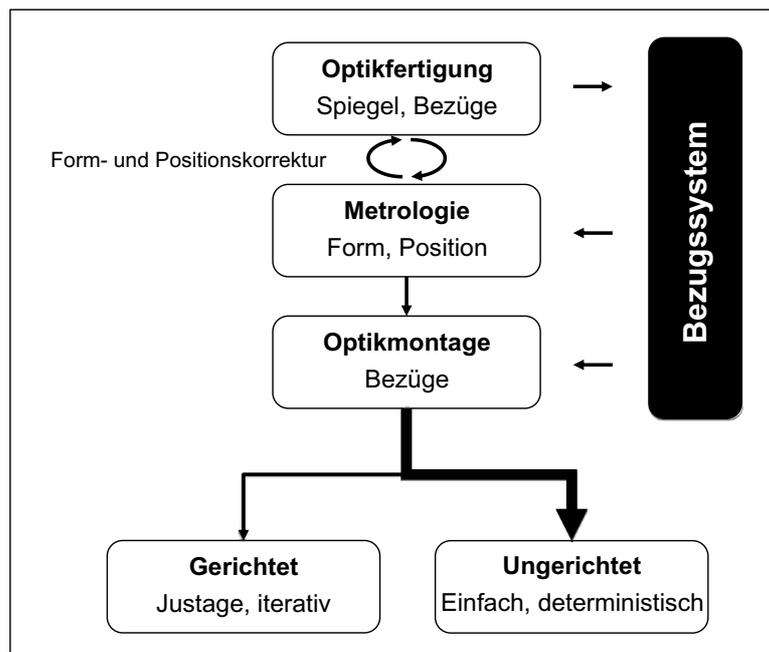


Bild 3-1: Zielprozess der Produktion von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen

Die Arbeit hat den Anspruch, die aus dem Stand der Technik bekannte aufwendige Justierung von außeraxialen, asphärischen oder freigeformten Spiegelementen in eine ungerichtete Montage von optischen Elementen und Baugruppen ohne oder mit wenigen deterministisch einstellbaren Justierfreiheitsgraden zu überführen. Aus eingeführten Prinzipien zum gerichteten Fassen und der Montage von sphärischen Rundoptiken (Justierdrehen) und aus Beispielen der vereinfachten Systemintegration von Spiegelteleskopen, werden Konstruktions- und Montagerichtlinien zur exakten Lagezuordnung der optischen Elemente abgeleitet. Die Vereinfachung der Montage durch einen integrierten Fertigungsansatz soll ohne Auswirkung auf

die optische Güte der Spiegelflächen sein. Aus dem Stand der Technik bekannte Prinzipien zur Herstellung und deterministischen Verbesserung der Form sollen auf den verfolgten Ansatz angewendet werden. Innerhalb der Prozesszyklen zur Minimierung der Oberflächenformabweichung, ist die Lage der optischen Fläche auf dem Spiegelkörper stets rückführbar zu erhalten. Geeignete Messmarken und Montageschnittstellen sowie deren technologische Herstellung sind zu entwickeln. Die auf den Dreh- und Metrologieprozess angepasste Technologie soll hinsichtlich der Genauigkeit der Repräsentation der Lage bewertet werden.

Das System mit einem generischen Charakter soll hergestellt und mit Bezug zur Abbildungsgüte untersucht werden. Die Grenzen der Mikrozerspanung hinsichtlich der Herstellung der optischen Elemente und der Bezugssysteme soll experimentell belegt werden. Ergänzt werden die Untersuchungen durch Verfahren zur dreidimensionalen Korrektur von Freiformflächen, um das Ziel der beugungsbegrenzten Abbildung in NIR Anwendungsbereich zu realisieren. Auch hier soll die präzise Lagezuordnung als Beispiel für die Herstellung und Integration von Freiformflächen in Teleskope herausgearbeitet werden.

Abgrenzung

Die Abgrenzung der Arbeit gegenüber der Gesamtheit der Montage von Spiegelsystemen ist durch den thematischen Schwerpunkt der Minimierung fertigungstechnischer Toleranzen durch die Mikrozerspanung gegeben. Somit sind die Untersuchungen auf Metalloptiken, die durch Ultrapräzisionsbearbeitung hergestellt werden, bezogen. Das Materialspektrum umfasst mit monokristallinen Diamanten direkt bearbeitbare Werkstoffe, wobei die Untersuchungen auf der Basis der raumfahrtzertifizierten Aluminiumlegierung EN AW-6061 durchgeführt werden.

Mit der mikrospanenden Bearbeitung mit Diamantwerkzeugen steht eine kostengünstige und geeignete Methode zur Herstellung von metalloptischen Spiegeln zur Verfügung. Die Untersuchungen sind auf die direkte Bearbeitung von Metallspiegeln ohne nachfolgende Polier- und Korrekturprozesse zur Verbesserung der Form und der Rauheit konzentriert. Aus den Prozessbegrenzungen des Diamantdrehverfahrens sind die in der Arbeit generierten Ergebnisse für das NIR und längerwellige Bereiche anwendbar.

Ziel der Untersuchungen ist die direkte Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die Herstellung von Metallspiegeln und Spiegelsystemen mit verfügbarer Maschinenteknik. Typische Konfigurationen von UP-Maschinen erlauben die Herstellung von Spiegeln bis $d = 600$ mm. Durch die Verwendung weiterer Fertigungsprozesse im selben Maschinenaufbau ist die Größe des optischen Moduls in Abhängigkeit von der konkreten Geometrie auf $d = 400$ mm begrenzt.

4 Methoden zur Vereinfachung der Systemmontage

Die aus dem Stand der Technik abgeleiteten Prinzipien zur Gestaltung und Herstellungstechnologien sind die Grundlagen zur rückführbaren, eindeutigen und sicheren Positionierung und Orientierung von optischen Elementen bei der Montage von optischen Systemen. Die Toleranzminimierung wird einerseits durch Konstruktionsprinzipien erreicht und andererseits durch präzise Fertigungsprozesse umgesetzt.

Das Kapitel hat den Anspruch den Stand des Wissens sowohl durch Übertragung der konstruktiven Prinzipien auf Off-Axis-Teleskope, als auch durch neuartige Fertigungstechnologien zu erweitern. Die konstruktiven Prinzipien adressieren den Aufbau von zwei einzelnen Spiegeln in einem Modul, wobei entweder die Rotationssymmetrie die Basis für die Minimierung fertigungstechnisch unvermeidbarer Abweichungen ist oder ein Spiegel über exakte Bezugsflächen integriert wird. Beide Ansätze basieren auf der UP-Bearbeitung der optischen Flächen und der Bezugsflächen. Die Erweiterung der UP-Bearbeitungstechnologien beinhaltet einen neuen Ansatz, um nicht-rotationssymmetrische Bezugsflächen in einem gemeinsamen Maschinensetup mit der optischen Fläche herzustellen.

Die grundlegenden Untersuchungen basieren auf einem anwendungsbezogenen Optikdesign. Die Vergleichbarkeit des rotationssymmetrischen Ansatzes mit dem Freiformansatz zur Herstellung der Spiegelmodule wird abgesichert. Die Prinzipien und Verfahren haben generischen Charakter und sind durch einfache Modifikationen auf andere optische Designs übertragbar.

4.1 Optisches Design

Eine große Anzahl optischer Designs abbildender Off-Axis-Teleskope wird aus rotationssymmetrischen On-Axis-Designs entwickelt, wobei lediglich außer-axiale Segmente der Spiegelflächen ausgeleuchtet werden. Die Symmetriebedingung vereinfacht das Startdesign und erlaubt die anfängliche Verwendung eines analytischen Modells [KOR80; KOR91]. Nach der Auswahl eines geeigneten Start-Designs werden Variablen zur Optimierung der Figure of Merit identifiziert, um die optische Übertragungsfunktion durch eine iterative Herangehensweise zu optimieren. Sofern der Designer die Anordnung der Scheitelpunkte der rotationssymmetrischen Spiegel nicht von der optischen Achse löst und die Freiheitsgrade der Kippung sperrt, kann die Rotationssymmetrie auch im optomechanischen Design und in der Fertigung genutzt werden. In der Patentliteratur sind zahlreiche Off-Axis-Designs mit drei oder vier Spiegeln mit gemeinsamer optischer Achse recherchierbar. Ausgewählte Beispiele für derartige optische Systeme für den On-Orbit-Einsatz werden von KIRSCHSTEIN ET AL. [KIR05], HOLOTA [HOL06] und DE VOS ET AL. [DEV10] vorgestellt.

Den Untersuchungen liegt ein optisches Design eines von KORSCH [KOR78] beschriebenen On-Axis-Teleskopes zugrunde, dessen Faltspiegel von einer 90°- auf eine 180°-Faltung transformiert wurde. Das System mit drei asphärischen Spiegeln und einem Faltspiegel korrigiert die sphärische Aberrationen, Koma, Astigmatismus und Bildfeldwölbung. Das Optiksche-ma wurde von EADS-Astrium in ein Off-Axis-Design überführt, skaliert und hinsichtlich der Gütekriterien der optischen Abbildung optimiert. Das in [Bild 4-1](#) dargestellte Optiksche-

ma wurde in Anlehnung an eine von HOLOTA [HOL07] beschriebene Eingangsoptik eines Fourier-Transformations-Infrarotspektrometers (FTIR-Spektrometer) abgeleitet. Dem entsprechend werden hohe Anforderungen hinsichtlich der Wellenfronterhaltung an die Abbildungsqualität gestellt.

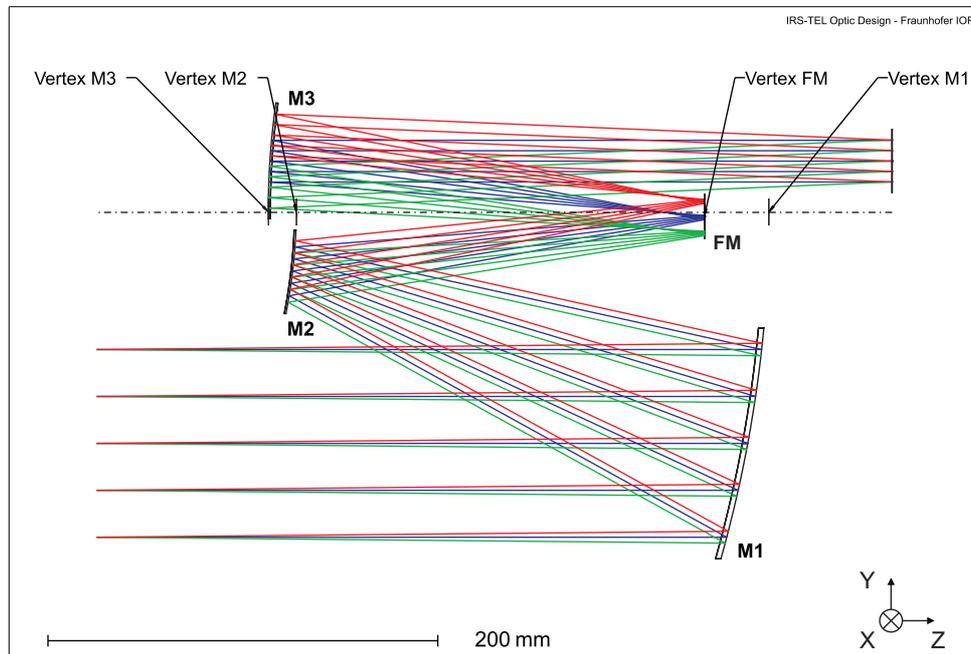


Bild 4-1: Strahlengang einer afokal abbildenden Spiegeloptik nach SCHEIDING ET AL. [SCH10]

Das Teleskop realisiert eine afokale Abbildung der einfallenden Wellenfront mit einem Abbildungsmaßstab von $\Gamma = 1 : 4.5$. Die rechteckige CA mit einer Größe von $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ ist aufgrund des Off-Axis-Designs nicht abgeschattet. Die Größe der Off-Axis Spiegel vermeidet die Vignettierung des Bildes. Die Konfiguration des Primärspiegels (M1) und des Sekundärspiegels (M2) ähnelt einer Cassegrain-Teleskopanordnung. Das von beiden Spiegeln kurz hinter dem planen Faltspiegel (FM) erzeugte Zwischenbild wird vom Tertiärspiegel (M3), nahezu in einer $1 : 1$ -Abbildung, in die Bildebene reflektiert. Das Teleskop hat ein Gesichtsfeld von $\pm 0,54^\circ$ in Sagittal- und Meridionalebene. Das maximale Gesichtsfeld ergibt sich damit zu $\pm 1,53^\circ$.

Die ursprüngliche Anwendung des Teleskops als Bestandteil eines Infrared Sounder (IRS) Instrumentes auf einem Metrosat Third Generation (MTG) Satelliten sieht einen hyperspektralen Wellenlängenbereich von $4,5 \mu\text{m}$ bis $13,02 \mu\text{m}$ im MIR vor [HOL07]. Aufgrund der sehr guten Kompensation der Aberrationen ist die Abbildung mit einem Wellenfrontfehler von $\Delta_{Design,rms} = 17,4 \text{ nm}$ (rms), $\Delta_{Design,PV} = 80,0 \text{ nm}$ (PV) in den gewichteten Feldern nach dem Kriterium von MARÉCHAL für Wellenlängen $> 240 \text{ nm}$ und somit für das VIS beugungsbegrenzt.

Bild 4-2a und Bild 4-2b belegen die Abbildungsqualität des Optikschemas. Die Wellenfront in der Bildebene zeigt die gute Korrektur der Aberrationen. Aus der Punktbildfunktion geht die Begrenzung durch das typische Beugungsmuster an der rechteckigen Aperturblende hervor. Das System zeigt bei einer angenommenen Wellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ eine Definitionshelligkeit von $V = 98 \%$ und ist somit gemäß der Definition eine Hochleistungsoptik.

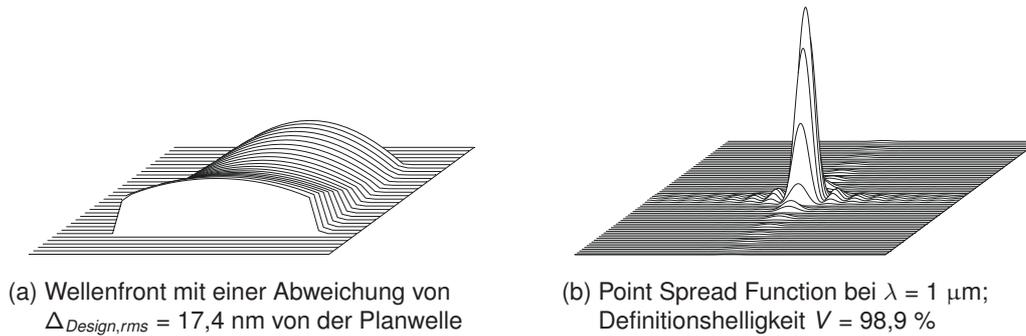


Bild 4-2: Abbildungsgüte des untersuchten optischen Designs

Die Scheitelpunkte der Spiegel M1, M2, FM und M3 sind kollinear auf der optischen Achse angeordnet. Die mathematische Beschreibung der rotationssymmetrischen Spiegelflächen ist über die Gleichung der geraden Asphäre in Formel 4.1 gegeben:

$$z = f(r) = \frac{r^2}{R \left(1 + \sqrt{1 - (1 + \kappa) \left(\frac{r}{R} \right)^2} \right)} + \sum_{i=1}^N A_{2i} r^{2i}. \quad (4.1)$$

Die Pfeilhöhe z ist der axiale Abstand des Asphärenastes bezogen auf den jeweiligen Scheitelpunkt. Die Laufvariable r beschreibt den radialen Abstand. Durch eine Substitution der Laufvariablen mit $r = \sqrt{x^2 + y^2}$ wird die Kurve in eine Fläche im Euklidischen Raum gewandelt. Der Krümmungsradius R , die konische Konstante κ und die Asphärenkoeffizienten A_{2i} bestimmen die Gestalt der Asphäre. Aus der konischen Konstante kann der Charakter der Asphäre ermittelt werden.

Die optischen Elemente des in Bild 4-1 dargestellte Teleskops können durch die Formel 4.1 und die Parameter aus Tabelle A.2 eindeutig beschrieben werden. Durch die zusätzliche Information über die Lage der Scheitelpunkte der Spiegel M1, M2, FM und M3 sowie die Größe und Position der Aperturen der einzelnen Spiegel ist das Optikschemata vollständig beschrieben.

4.2 Toleranzanalyse

4.2.1 Klassisches System

Die Analyse der Systemtoleranzen berücksichtigt sowohl die Fehlstellung der optischen Elemente im Strahlengang als auch die Abweichungen der Spiegelflächen von der Solloberfläche. Die Zielstellung der Beugungsbegrenzung im NIR wird durch das Gütekriterium der Abbildung $\Delta_{rms} = \frac{\lambda}{14} \approx 70$ nm bei einer Wellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ definiert. Die Modellierung erfolgt in der optischen Designsoftware *ZEMAX* der *Radiant Zemax, LLC*.

Die Fehler der Lagezuordnung und die Radiusfehler der Spiegelflächen werden bei der Abschätzung des Toleranzbudgets zusammengefasst und von den Fehlern durch Flächenirregularitäten getrennt. Die Gründe für diese Trennung sind neben den diversifizierten Fehlerquellen auch die unterschiedlichen Fehlerbilder der beiden Gruppen. Während Dezentrierungen, Kippungen und Radiusfehler hauptsächlich Aberrationen niedrigerer Ordnung zur Folge haben und

die Bildebene lateral verschieben, verändern unsymmetrische Fehler der Flächen die Wellenfront mit einer höheren Ordnung. Die jeweiligen Modelle fassen dabei folgende Toleranzen zusammen:

1. Funktionsrelevante Freiheitsgrade T_x, T_y, T_z, R_x, R_y der asphärischen Spiegel, funktionsrelevante Freiheitsgrade T_z, R_x, R_y des Faltspiegels sowie die Radiusfehler aller Spiegel. Der Wellenfrontfehler, der aus Abweichungen der genannten Freiheitsgrade resultiert wird mit Δ_{DOF} bezeichnet.
2. Irregularitäten der Flächen: Zernikepolynome der Ordnung 5 bis 37 superponiert auf den Flächen der Spiegel M1, M2, FM und M3. Der Wellenfrontfehler, der aus Irregularitäten resultiert wird mit Δ_{IRR} bezeichnet.

Da das optische Design eine afokale Abbildung realisiert, sind die Verschiebungen entlang der optischen Achse auf den Primärspiegel bezogen. Sofern Angaben über eine Verschiebung des Primärspiegels getroffen werden, bleibt das Teleskop ortsfest zur einfallenden Wellenfront.

Das Toleranzbudget wird in [Formel 4.2](#) in drei Teile nach der Methode der Root Sum Squares (RSS) zerlegt. Die Summe der quadrierten Residuen wird angewandt, da die mittleren quadratischen Fehler des Designs, der Abweichungen der Elemente von der Position und die Abweichung der Elemente von der Form sich teilweise kompensieren [SHA01; GRO07].

$$\Delta_{RSS} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \Delta_i^2} = \sqrt{\Delta_{Design}^2 + \Delta_{IRR}^2 + \Delta_{DOF}^2} \quad (4.2)$$

Die Größe Δ_{Design} ist durch das Optikschemata gegeben. Die Festlegung von Δ_{DOF} und Δ_{IRR} basiert auf Erfahrungswerten und wird innerhalb der Toleranzanalyse angepasst, um die geforderte Spezifikation zu realisieren. Dabei sind stets die technische Machbarkeit und wirtschaftliche Aspekte durch erhöhten Aufwand zu beachten. Aufgrund der zu erwartenden Fehler der Diamantbearbeitung wird der Anteil des in den Feldern gewichteten Wellenfrontfehlers aus Irregularitäten der Flächen auf $\Delta_{IRR} = 55$ nm gesetzt. Auf die Toleranzen der Lagezuordnung sowie der Radiusfehler entfallen $\Delta_{DOF} = 40$ nm. Für die Toleranzbudgets Δ_{IRR} und Δ_{DOF} werden die Freiheitsgrade in unterschiedlichen Modellen mit einer Optikdesignsoftware simuliert. Auf der Basis der Veränderung des Gütekriteriums, aufgrund einer Modifikation eines einzelnen Freiheitsgrades, kann über die RSS, unter Beachtung der Anzahl und Wirkung anderer Freiheitsgrade, auf eine zulässige Toleranz geschlossen werden. Werden alle typengleichen Freiheitsgrade mit einer gleichen Veränderung beaufschlagt, so können die Elemente mit besonderem Einfluss auf das Toleranzbudget identifiziert werden. [Tabelle A.3](#) im Anhang der Arbeit zeigt die Sensitivitätsmatrix des diskutierten optischen Designs.

Die Analyse zeigt eine signifikante Wirkung des Primärspiegels auf die Güte der optischen Abbildung. Sowohl die Radiustoleranz als auch die Toleranzen der Lagezuordnung und Orientierung haben einen vergleichsweise hohen Einfluss auf den WFE.

[Bild 4-3](#) verdeutlicht die Veränderung des Wellenfrontfehlers Δ_{rms} im zentralen Feld bei einer unabhängigen Verschiebung des Spiegels in den drei translatorischen Freiheitsgraden. Die

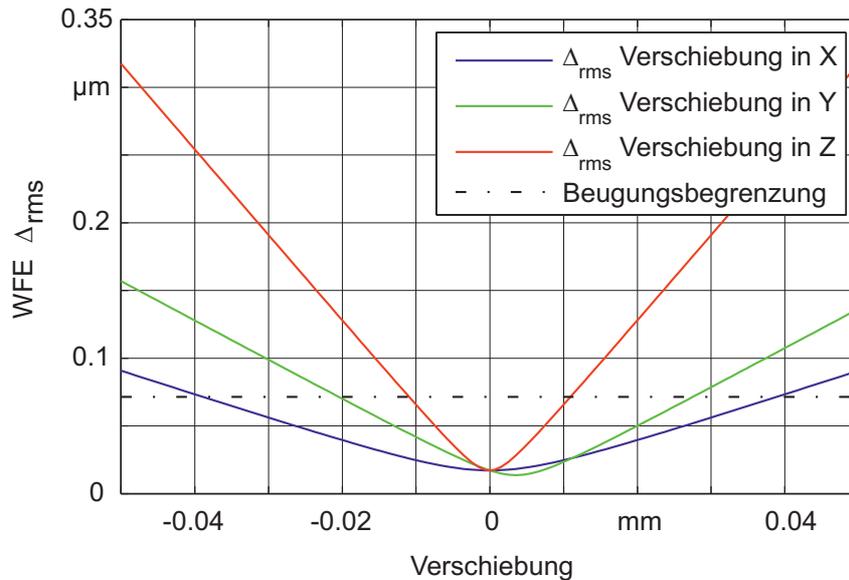


Bild 4-3: Wellenfrontfehler der optischen Abbildung im zentralen Feld bei Verschiebung des Primärspiegels in T_x , T_y und T_z

Defokussierung des Systems durch eine Verschiebung des Spiegels entlang der optischen Achse zeigt einen stärkeren Einfluss auf die Wellenfront als die Verschiebung des Spiegels in x oder y , die einen Astigmatismus hervorruft. Obwohl eine Verschiebung dieses Spiegels über einen weiten Bereich die Beugungsbegrenzung nicht überschreitet, ist das Toleranzbudget des Spiegels in diesen Freiheitsgraden deutlich kleiner, da die Summe der quadrierten Residuen aller tolerierter Elemente das Toleranzbudget der einzelnen Elemente bestimmt. Die aus der Sensitivitätsanalyse ermittelten Toleranzen des optischen Designs sind in [Tabelle 4-1](#) dargestellt.

Tabelle 4-1: Toleranzbudget des optischen Systems in Differentialbauweise mit Beugungsbegrenzung bei einer Anwendungswellenlänge $\lambda = 1 \mu\text{m}$

Spiegel	Translation			Rotation		Radius	IRR
	T_x	T_y	T_z	R_x	R_y		
M1	$\pm 5 \mu\text{m}$	$\pm 3 \mu\text{m}$	-	$\pm 2''$	$\pm 4''$	$\pm 6 \mu\text{m}$	30 nm rms
M2	$\pm 5 \mu\text{m}$	$\pm 4 \mu\text{m}$	$\pm 2,5 \mu\text{m}$	$\pm 5''$	$\pm 12''$	$\pm 6 \mu\text{m}$	35 nm rms
FM	-	-	$\pm 6 \mu\text{m}$	$\pm 6'$	$\pm 6'$	± 3 Fringes	300 nm rms
M3	$\pm 5 \mu\text{m}$	$\pm 3 \mu\text{m}$	$\pm 15 \mu\text{m}$	$\pm 1'$	$\pm 2'$	$\pm 30 \mu\text{m}$	70 nm rms

Die abschließende Monte-Carlo-Simulation wird anhand eines Modells mit allen Freiheitsgraden durchgeführt und berücksichtigt im Ergebnis alle funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Elemente und die Formabweichung der Spiegel aus [Tabelle 4-1](#). Im Ergebnis belegt die Simulation von 10000 Systemen, bei der die modellierten Fehler mit einer Normalverteilung innerhalb der Toleranzgrenzen um die Nennmaße streuen, eine mittlere Systemqualität von 60 nm (rms) in den mittleren gewichteten Feldern. Circa 80 % der simulierten Systeme sind nach der Bedingung von MARÉCHAL beugungsbegrenzt, 98 % erfüllen die Bedingung $\frac{\lambda}{10}$ bei einer Wellenlänge von einem μm .

Diese Toleranzbetrachtung sieht keine Kompensatoren zur iterativen Verbesserung der Wellenfront vor. Dementsprechend sind die zulässigen Toleranzen der Flächen und des Zusammenbaus als sehr eng zu bewerten. Insbesondere die Toleranzen der relativen Flächenkippung als auch die Toleranzen der Designradien des Primär- und Sekundärspiegels sind als kritisch zu bewerten. Die ermittelten Ergebnisse für das untersuchte Design ordnen sich in die verallgemeinerten Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade nach [Tabelle 2-2](#) für Systeme mit Beugungsbegrenzung im Bereich VIS - NIR ein.

Die Einführung von Kompensatoren entspannt das Toleranzbudget, da potentielle Aberrationen durch die Manipulation von Justierfreiheitsgraden minimiert werden können. Im Folgenden wird anhand des vorliegenden optischen Designs beispielhaft und quantitativ die Vergrößerung der Toleranzen der funktionsrelevanten Freiheitsgrade durch eine zusätzliche Justierung eines Elementes in ausgewählten Freiheitsgraden belegt.

Die Einführung von zwei Justierfreiheitsgraden, also die Verschiebung des Primärspiegels entlang eines Vektors senkrecht zur optischen Achse (T_x , T_y), vergrößert die zulässigen Toleranzen der relativen Flächenkippungen um den Faktor 5 bis 9. Je nach Abweichung der asphärischen Fläche von der Sphäre und dem Gütekriterium der Abbildung kann eine relative Flächenkippung durch eine Verschiebung zumindest teilweise kompensiert werden. Die residualen Fehler einer derartigen Verschiebung sind die Aberrationen Koma und höhere Ordnungen. Zusätzlich sind die Toleranzen für die Lagezuordnung vergrößert. Lediglich die Toleranzen der Verschiebung entlang der optischen Achse sowie die Absolutradien zeigen keine oder nur eine vergleichsweise kleine Änderung. Die Einführung einer zusätzlichen Justiermöglichkeit des Spiegels M1, mit einer Komponente des Verschiebevektors entlang der optischen Achse (T_z), erlaubt die Kompensation des Fokusfehlers und vergrößert das Toleranzbudget der Flächenradien sowie der Einbautoleranzen signifikant.

Die Flächenfehler höherer Ordnung sind durch die Vorgabe des Wellenfrontfehlers aus Irregularitäten festgelegt und durch Kompensatoren nicht verändert. Die durch Kompensationsrechnung ermittelten modifizierten Toleranzen des optischen Systems sind in [Tabelle A.4](#) und [Tabelle A.5](#) aufgelistet.

Der Nachteil der Einführung von Kompensatoren ist der zu erwartende Mehraufwand im Montageprozess [GRO07]. Je nach optomechanischer Ausführung der Koppelstelle ist die Verschiebung eines Elementes senkrecht zur optischen Achse ohne großen Aufwand möglich. Die Verschiebung entlang der optischen Achse bei gleichzeitiger Beachtung der radialen Position und der funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Verkippung ist nicht trivial. Ebenso kann eine montagebegleitende Optikrechnung erforderlich sein, um das Gütekriterium der Abbildung in allen Feldern deterministisch zu verbessern.

4.2.2 Modulares System

Der Aufbau von zwei Spiegeln in einem Spiegelmodul erlaubt unter Annahme einer idealisierten Fertigung die vollkommene Vernachlässigung einzelner Toleranzen. Werden der Primärspiegel und der Faltspiegel des Systems aus [Bild 4-1](#) in Integralbauweise modularisiert, so folgt für beide Spiegel die gemeinsame Verschiebung und die gemeinsame Kippung. Im Raum

ergeben sich fünf funktionsrelevante Freiheitsgrade für das zur optischen Achse rotationssymmetrische Spiegelmodul. Diese sind die Translationen entlang der kartesischen Achsen (T_x , T_y , T_z) sowie die Rotationen um die Achsen senkrecht zur optischen Achse (R_x , R_y). Gleiches gilt für die Integration des Sekundärspiegels mit dem Tertiärspiegel. Da in einem System bestehend aus zwei Spiegelmodulen eines relativ zum zweiten positioniert wird, verbleiben nur drei funktionsrelevante Freiheitsgrade der Positionierung und zwei der Orientierung. Die Radiusabweichungen und Irregularitäten bleiben von dieser Bindung der Freiheitsgrade unberührt.

Die Modellierung der Abhängigkeiten erfolgt in der optischen Designsoftware *ZEMAX* der *Radiant Zemax, LLC*. Durch die Verknüpfung der Positionierung und Orientierung der Flächen durch gemeinsame Parameter, kann die Toleranzrechnung durch eine verringerte Anzahl an Operanden vereinfacht werden. Analog zu der in [Abschnitt 4.2.1](#) beschriebenen Toleranzanalyse des optischen Systems bestehend aus vier Einzelspiegeln, wird mit gleichem Gütekriterium eine Toleranzanalyse für das modulare System durchgeführt.

Im Vergleich zu den in [Tabelle 4-1](#) dargestellten Toleranzen eines Systems aus vier Einzelspiegeln sind die für den Zusammenbau erforderlichen Genauigkeiten in ähnlicher Größenordnung. Die Reduktion der Anzahl von Operanden führt zu einer Vergrößerung des Toleranzbudgets. Auf den einzelnen Operanden entfällt ein größeres Toleranzbudget bei der Summation des Gütekriteriums Δ_{Merit} aus der Sensitivitätsmatrix gemäß der RSS.

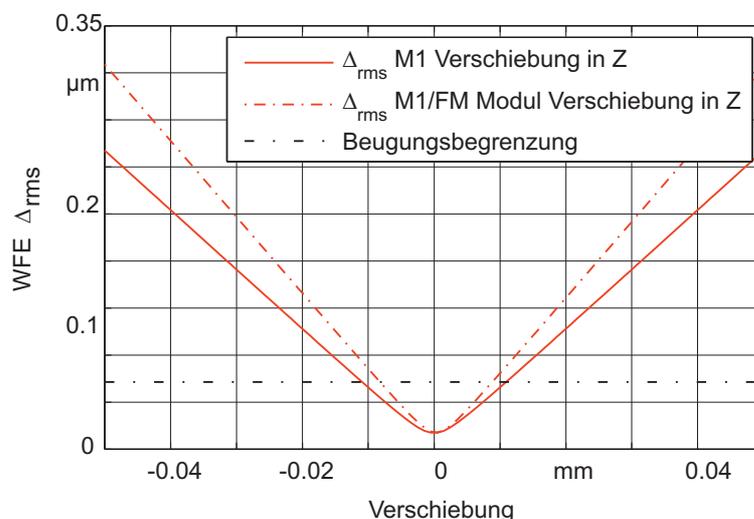


Bild 4-4: Wellenfrontfehler der optischen Abbildung im zentralen Feld bei Verschiebung des Spiegelmoduls M1/FM in T_z im Vergleich zur Verschiebung des Primärspiegels M1 in T_z

Dem entgegenstehend beeinflusst die Koppelung der Freiheitsgrade die Sensitivität bestimmter Elemente. Die Verschiebung des Primärspiegels entlang der optischen Achse um $10 \mu\text{m}$ führt zu einer Veränderung des Gütekriteriums um $\Delta_{Merit} = 64,6 \text{ nm (rms)}$. Eine Verschiebung des Spiegelmoduls, bestehend aus Primärspiegel und Faltspiegel um den gleichen Betrag, führt zu einer Änderung von $\Delta_{Merit} = 83,8 \text{ nm (rms)}$. Ursache ist die Verlängerung der optischen Weglänge des Strahlenbündels im System durch die gekoppelte Verschiebung des Primärspiegels und des Faltspiegels in die gleiche Richtung. Die vergleichende Darstellung der Verschiebung des Primärspiegels mit dem Spiegelmodul M1/FM ist in [Bild 4-4](#) dargestellt.

Die Ergebnisse der Toleranzanalyse des durch modularen Aufbau gekoppelten Systems sind in Tabelle 4-2 zusammengefasst.

Tabelle 4-2: Toleranzbudget des optischen Systems in Integralbauweise mit Beugungsbegrenzung bei einer Anwendungswellenlänge $\lambda = 1 \mu\text{m}$

Spiegelmodul	Translation			Rotation		Radius	IRR
	T _x	T _y	T _z	R _x	R _y		
M1 / FM	-	-	-	-	-	$\pm 6 \mu\text{m}$ ± 3 Fringes	30 nm rms 300 nm rms
M2 / M3	$\pm 5 \mu\text{m}$	$\pm 5 \mu\text{m}$	$\pm 8 \mu\text{m}$	$\pm 5''$	$\pm 5''$	$\pm 6 \mu\text{m}$ $\pm 30 \mu\text{m}$	35 nm rms 70 nm rms

Eine Monte-Carlo-Simulation von 10000 Systemen mit Kopplung der Spiegel zu Modulen, mit einer normalverteilten Streuung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade um die Nennmaße unter Berücksichtigung der Toleranzgrenzen, Radiusfehler und Irregularitäten aus Tabelle 4-2, führt zu einer mittleren Systemqualität von 59,7 nm (rms). Circa 80 % der Systeme sind beugungsbegrenzt bei einer Wellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ nach dem Kriterium von MARÉCHAL. Lediglich 2 % der Systeme zeigen eine schlechtere Leistungsfähigkeit als $\frac{\lambda}{10}$ bei einer Wellenlänge von einem μm .

Fazit: Toleranzanalyse

Die Integration von mehreren optischen Elementen zu einem Spiegelmodul begünstigt das Toleranzbudget. Allerdings ist die Vergrößerung gegenüber einer Lösung der Tolerierung von Einzelspiegeln nicht signifikant. Die von SINCLAIR ET AL. [SIN93] postulierte Entspannung der Dezentrierung um den Faktor zwei bis drei, kann anhand des vorliegenden Designs mit einer simulierten Abbildungsgüte der Beugungsbegrenzung im NIR nicht bestätigt werden.

Zwar führt die Reduktion der Anzahl funktionsrelevanter Freiheitsgrade zu einer Vereinfachung des Systems und einer Entspannung der Einzeltoleranz, gleichzeitig verstärkt jedoch die Kopplung der Spiegelemente die Auswirkung einer Sollabweichung auf das Gütekriterium. Die in Tabelle 4-2 gezeigten Toleranzen insbesondere die relativen Flächenkippen als auch die translatorischen Freiheitsgrade setzen die Anwendung von UP-Bearbeitungstechnologien für die exakte Positionierung der Spiegel im Strahlengang voraus. Obwohl das Toleranzbudget teilweise um weniger als Faktor zwei vergrößert ist, resultiert die Kopplung der Elemente in einer geringeren Anzahl von Justierfreiheitsgraden und führt somit zu einer deutlichen Vereinfachung der Montage. Abschließende Monte-Carlo-Simulationen des klassischen und des modularen Systems belegen die gleiche Gütefunktion bei unterschiedlichen Toleranzgrenzen der funktionsrelevanten Freiheitsgrade aus Tabelle 4-1 und Tabelle 4-2.

Die Einführung von Kompensatoren ist geeignet, um mit großer Sicherheit das Gütekriterium der optischen Abbildung bei der Montage zu erreichen. Die Toleranzen des optischen Systems sind signifikant, teilweise um eine Größenordnung höher. Allerdings sind für eine Adressierung aller Freiheitsgrade, insbesondere der Luftabstände T_z sowie der Radien, drei Kompensatoren erforderlich. Der damit verbundene Justieraufwand mit der Notwendigkeit einer montagebegleitenden Optikrechnung steht einer einfachen und effizienten Montage entgegen.

4.3 Spiegelmodule mit Rotationssymmetrie

4.3.1 Optomechanischer Aufbau

Die Vorteile der Rotationssymmetrie optischer Designs wird genutzt, um die Toleranzen der Lagezuordnung und Orientierung zwischen optischen Elementen durch die UP-Bearbeitung zu reduzieren. Die aus dem Stand der Technik bekannten Lösungen basieren entweder auf einer Differenzial- oder Ansätzen einer Integralbauweise.

Die Zusammenfassung von zwei Spiegeln zu einem Spiegelmodul vereinfacht die Bauteilstruktur des optomechanischen Aufbaus und reduziert die Anzahl zu tolerierender Schnittstellen zwischen den optischen Elementen. Die Toleranzrechnung belegt eine Entspannung der Einbautoleranzen und eine Reduktion der funktionsrelevanten Freiheitsgrade durch die Integralbauweise.

Die Off-Axis-Asphären des in [Bild 4-1](#) dargestellten Spiegelteleskopes sind entlang einer geradlinigen optischen Achse angeordnet, die gleichzeitig die Achse der Rotationssymmetrie ist. Die Positionen der optischen Elemente sind durch die Scheitelpunkte auf der optischen Achse gegeben und durch das optische Design exakt festgelegt. Aufgrund der räumlichen Bedingungen können der Spiegel M1 mit dem Faltspiegel FM sowie M2 und M3 durch eine Integralbauweise zusammengefasst werden. Da die Scheitelpunkte des Primär- und des Faltspiegels sowie die des Sekundär- und Tertiärspiegels nicht identisch sind, ist die von CHAN UND PRESTON [CHA92] beschriebene Bedingung für eine Zusammenfassung beider optischen Elemente verletzt. Des Weiteren sind die Bearbeitungsräume der Spiegel M2 und M3 überlagert, sodass bei einer monolithischen Integration die Kollision des Werkzeugs bei der Bearbeitung der optischen Fläche des Tertiärspiegels unvermeidlich wäre.

Die Vereinfachung der Montage des Spiegelmoduls mit hohem maßlichen Bezug beider Spiegelflächen kann dennoch erreicht werden, indem der Montagezustand zweier Spiegel als Zwischenschritt der UP-Bearbeitung hergestellt wird. Entsprechend SCHEIDING ET AL. [SCH11b] wird das integrierte Spiegelmodul in [Bild 4-5](#) durch eine Bearbeitungsfolge hergestellt, bei der in einer UP-Drehbearbeitung die Spiegelfläche M3 (1) feinbearbeitet und erst anschließend der Spiegelkörper des Spiegels M2 (2) montiert und bearbeitet wird. Da die Montage und die Bearbeitung des Spiegelkörpers M2 in derselben Maschinenaufspannung und im gleichen Koordinatensystem, wie die Bearbeitung des Spiegels M3 erfolgt, ist die relative Lagezuordnung der Scheitelpunkte in typischer UP-Bearbeitungsqualität gesichert. RIEMER [RIE11] gibt für den heutigen Stand der UP-Bearbeitung von optischen Elementen auf UP-Bearbeitungsmaschinen mit monokristallinen Diamantwerkzeugen einen relativen Positionsfehler $< 1 \mu\text{m}$ an.

Der Vorteil der Lösung ist die Übertragbarkeit der Prozessgenauigkeit der UP-Bearbeitung in den Montagezustand. Um eine spannungsarme, reproduzierbare und einfache Montage des Spiegelkörpers im Drehaufbau zu ermöglichen, sind die Fügestellen des Spiegelmoduls über die Frontseite zugänglich. Der Spiegelkörper (2) in [Bild 4-5](#) wird auf feingeläpften, ebenen Funktionsabsätzen positioniert und mit definiertem Anzugsmoment der Schrauben kraftschlüssig relativ zum Spiegel (1) fixiert. Die laterale Positionierung des Spiegels auf dem Ba-

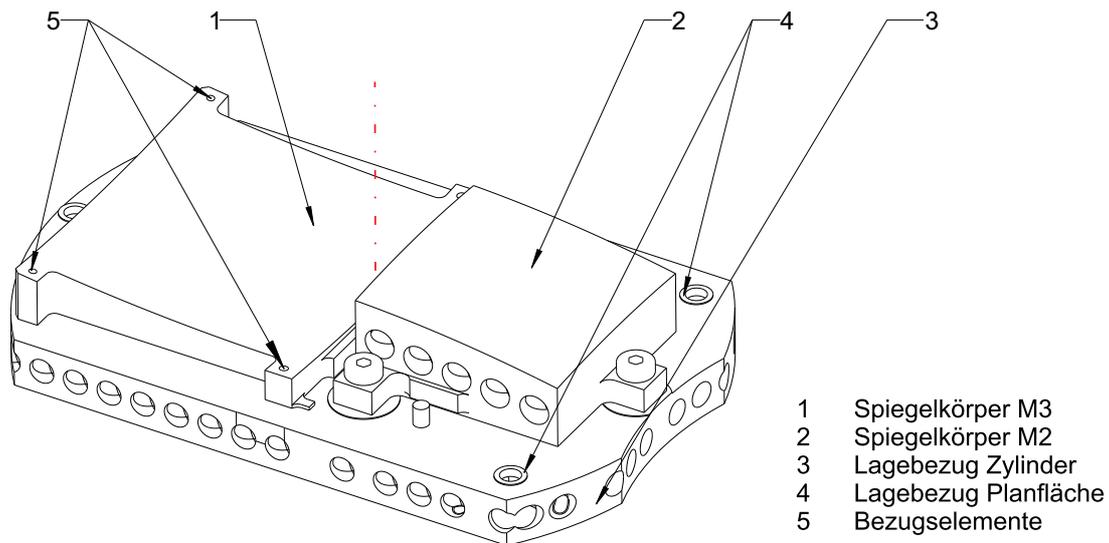


Bild 4-5: Spiegelmodul M2/M3 in Integralbauweise

siskörper erfolgt über Anschläge, die mittelbar durch Endmaße gegen Funktionsabsätze und einen Stift am Basiskörper geschoben werden. Die Positionierung des Spiegelkörpers (2) im Modul muss nicht absolut entsprechend des Nennmaßes, sondern reproduzierbar erfolgen. Die relativen funktionsrelevanten Freiheitsgrade und die Form des optischen Elementes werden erst bei der Endbearbeitung mit dem Diamantwerkzeug hergestellt. Sofern der Spiegelverbund des Moduls für Beschichtungs- und Reinigungsprozesse aufgelöst werden muss, ist eine reproduzierbare Montage des aufgesetzten Spiegelkörpers Voraussetzung für das Erreichen der Abbildungsgüte des optischen Systems.

Das sequenzielle Bearbeiten der optischen Flächen des Spiegelmoduls setzt eine freie Rotation der Asphären im Arbeitsraum voraus. Durch das Einbringen des zweiten Spiegelkörpers kann es bei ungünstiger relativer Platzierung der beiden Spiegel zur Kollision des Drehwerkzeuges kommen. Bild 4-6 verdeutlicht die notwendige Bedingung, nach der die Profile der Asphären bei einer Spiegelung an der Drehachse keinen Schnittpunkt haben dürfen. Sollte diese Bedingung nicht erfüllt werden, ist eine Verschiebung der Scheitelpunkte im optischen Design notwendig. Je nach Charakter des Designs hat eine solche Verschiebung Auswirkungen auf die Gütefunktion und bedarf als Randbedingung bei der Synthese des optischen Systems einer weiteren Optimierung.

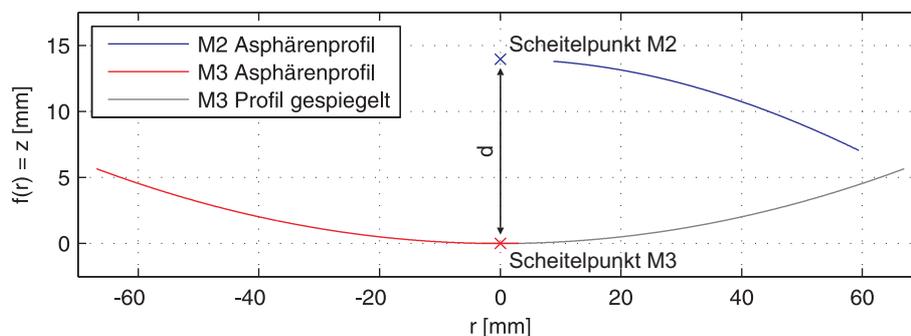


Bild 4-6: Notwendige Bedingung zum Absichern des freien Arbeitsraumes bei der Bearbeitung des Spiegelmoduls

Im vorliegenden gefalteten Strahlengang ist die Abstimmung des Scheitelpunktabstandes d über eine Positionsveränderung der Spiegelvertices zum Faltspiegel ohne Verlust der Abbildungsgüte möglich. Sofern die Summe der Scheitelpunktabstände zwischen M2/FM sowie FM/M3 konstant ist, kann der Scheitelpunktabstand d variiert werden, um die obige Bedingung zu erfüllen. Zusätzliche Randbedingungen, die eine Verschiebung der Scheitelpunktlagen limitieren, sind die Vignettierung und die begrenzte Apertur des Faltspiegels.

Die Zuordnung der Lage und Orientierung des Spiegelmoduls zum Teleskop erfolgt über mikrospanend bearbeitete Bezugsflächen. Für die radiale Lagezuordnung des Spiegelmoduls zur optischen Achse des Teleskopes ist der Außenzylinder (3) in [Bild 4-5](#) drehend bearbeitet. Das Einstellen eines exakten Durchmessers des Zylinders ist nicht zwingend erforderlich, sofern das Maß durch Messtechnik mit μm -Genauigkeit ermittelt werden kann. Durch die Diamantdrehbearbeitung des Zylinders in gleicher Aufspannung, in der auch die optischen Elemente hergestellt werden, ist die Zentrierung aller Elemente zur optischen Achse gegeben.

Die verbleibenden funktionsrelevanten Freiheitsgrade des Spiegelmoduls sind die Translation in T_z sowie die Rotation um die Achsen R_x und R_y . Eine Bezugsebene mit dem Normalenvektor in Richtung der optischen Achse bindet die Orientierung der optischen Flächen des Spiegelmoduls. Die Ebene wird durch die drei Bezugselemente (4) in [Bild 4-5](#) aufgespannt. Die Lagezuordnung der Spiegelflächen wird durch die Position der Ebene relativ zu den Scheitelpunkten gewährleistet. Da alle Elemente in einem Maschinenkoordinatensystem am Spiegelmodul hergestellt werden, sind die zu erwartenden Abweichungen gering.

Die Entwicklung der Genauigkeit von UP-Bearbeitungsmaschinen wird von TANIGUCHI [TAN83] dargestellt und von BYRNE ET AL. [BYR03] erweitert. Aufbauend auf den Aussagen zur der Genauigkeit der Bearbeitungsmaschinen im Nanometerbereich, sind die zu erwartenden Abweichungen der relativen Positionierung der Spiegel im Bereich $< 1 \mu\text{m}$. Diese Annahme wird durch Publikationen von Maschinenherstellern [CHA04] und Anwendern aus dem Forschungsbereich [RIE11] gestützt.

4.3.2 Korrekturzyklus der Form und der Position

Die Güte der UP-bearbeiteten Oberfläche, insbesondere die Oberflächenformabweichung und die Mikrorauheit, werden durch den **Prozess**, die wirkenden **Fehlereinflüsse** und die Auswahl des **Materials** bestimmt.

Um eine gute Prozessqualität zu sichern, werden zur Herstellung optischer Elemente durch die UP-Bearbeitung spezielle Ultrapräzisionsmaschinen eingesetzt. Die Anforderungen an eine hohe statische und dynamische Steifigkeit werden durch die Verwendung von Naturgraniten als Maschinenbasis erfüllt. Zusätzlich wird das Maschinenbett durch Dämpfungselemente von der Umgebung entkoppelt, um Vibrationen im Prozess zu vermeiden. Der Einsatz von hydrostatischen oder aerostatischen Führungselementen sichert die Stick-Slip-Effekt freie Achsbewegung bei gleichzeitig hoher Dämpfung und Steifigkeit. Die Positioniergenauigkeit im nm-Bereich wird durch einen geschlossenen Regelkreis der linearen Direktantriebe mit einer Positionsrückkopplung auf der Basis von holographischen Glasmaßstäben mit einer interpolierten Auflösung von derzeit 34 pm erzielt [CHA04; MOO10]. Die Anforderungen an Rund-

und Planlauf der Hauptspindeln im nm-Bereich werden durch die Verwendung von aerostatisch oder hydrostatisch gelagerten Spindeln erreicht. Im Bereich der Ultrapräzisionsbearbeitung werden vorwiegend luftgelagerte Spindeln verwendet [NEU13].

Als Schneidstoffe werden ausschließlich natürliche und synthetische monokristalline Diamanten verwendet [KLO08]. Die Eigenschaften des Diamanten als Stoff mit der größten Härte, herausragender thermischer Leitfähigkeit, hoher chemischer Beständigkeit und einem geringen Reibungskoeffizienten werden für die Erzeugung optischer Flächen genutzt [EHR01]. Die Zerspanungskräfte liegen nach OBERSCHMIDT [OBE10], je nach Werkstoff und Schnittparametern, typischerweise in einem Bereich kleiner 0,2 N für die unterbrochene Dreh- und Fräsbearbeitung. RIEMER [RIE01b] belegt den Anstieg der Schnittkräfte für amorphes NiP, mit einer im Vergleich zu Aluminium- und Kupferlegierungen höheren Härte, auf 1,5 N für vergrößerte Spanungsquerschnitte. Im Vergleich zur klassischen spanabhebenden Bearbeitung sind die Schnittkräfte klein, da die Schneidkantenverrundung < 50 nm ist [RIE01b; GUB06]. Die erzielbare Welligkeit der Schneidkontur ist kleiner $0,1 \mu\text{m}$ [RIE01b]. In der Arbeit werden für die Drehbearbeitung monokristalline Diamantwerkzeuge der Firma *Contour Fine Tooling Ltd.*, Valkenswaard, NL, mit einer Welligkeit der Schneidkontur $< 0,1 \mu\text{m}$ verwendet. Der Nachweis der Welligkeit erfolgt taktil und wird vom genannten Hersteller bei der Erstlieferung oder dem Nachschleifen protokolliert. Aufgrund der Eisen-Affinität des Kohlenstoffs ist die Bearbeitung von Eisen- und Stahlwerkstoffen ohne chemische Veränderung der Metalloberfläche oder Ultraschallunterstützung nicht möglich. Der Diamant wird für die Zerspanung von Nichteisenmetallen wie Kupfer- und Aluminiumlegierungen eingesetzt. Zur Palette spanbarer Materialien zählen zusätzlich amorphes Nickel-Phosphor, Kunststoffe wie z. B. Polycarbonat und Polymethylmethacrylat (PMMA), sowie spröd-harte Werkstoffe wie Germanium, Zinkselenit, Zinksulfid, Calciumfluorid und Silicium [RIE01b].

Fehlerursachen der Diamantbearbeitung sind Zentrifugalkräfte, Schnittkräfte, Spannkräfte, Fehlausrichtung der Maschinenachsen, Fehlausrichtung des Schneidwerkzeuges, die Welligkeit der Schneidkontur, Werkzeugverschleiß, Temperaturänderungen, aerodynamische Anregung, Gebäudeschwingungen und Inhomogenitäten des Materials [MYL88]. Die Störgrößen des Prozesses können in statistisch auftretende Fehler und systematische Fehler unterteilt werden. Letztere können, sofern die Wirkung der Fehler in einem Wiederholungsschnitt gleich ist, in einem Regelkreis kompensiert werden.

Dazu wird, wie [Bild 4-7](#) illustriert, die Form der Oberfläche nach der UP-Bearbeitung charakterisiert und der Formfehler ermittelt. Durch eine Verrechnung der Abweichung mit der programmierten Geometrie wird durch eine erneute Bearbeitung die Oberflächenformabweichung minimiert. Eingeführter Stand der Technik ist die zweidimensionale (2D) Flächenkorrektur. Da der klassische Diamantdrehprozess auf der 2D-Programmierung des asphärischen Profils beruht, wird in einem Korrekturzyklus das Fehlerprofil kompensiert. Zur Spindelachse asymmetrische Fehler können durch diesen Ansatz nicht kompensiert werden. Bei gleichen Schnittparametern adressiert der Korrekturzyklus die rotationssymmetrischen, systematischen Fehler der Zentrifugalkräfte, Schnittkräfte, Fehlausrichtung der Maschinenachsen, Fehlausrichtung des Schneidwerkzeuges, der Welligkeit der Schneidkontur und des vorangeschrittenen Werkzeugverschleißes.

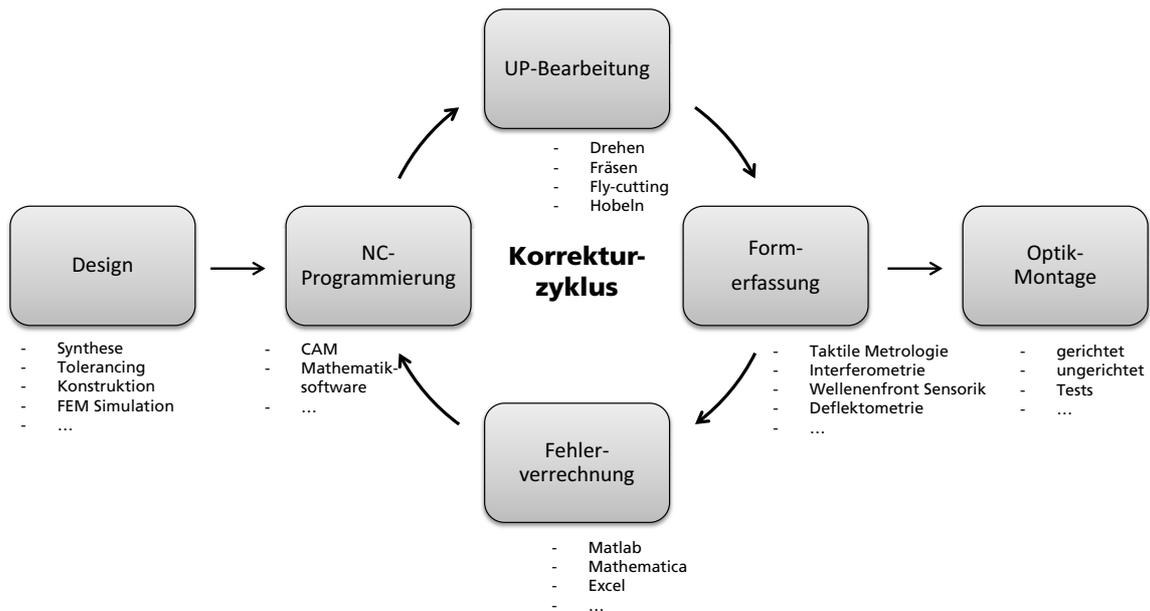


Bild 4-7: Allgemeiner Korrekturzyklus des UP-Prozesses zur Herstellung optischer Systeme

Aufgrund der Prozesskinematik des Ultrapräzisionsdrehens entsteht im Drehzentrum eines Spiegels ein Drehbutzen. Da die Schnittgeschwindigkeit v_c des Prozesses radial abnimmt und im Drehzentrum $v_c = 0$ m/s ist, wird das Material im Drehzentrum nicht geschnitten. Dieser Defekt hat eine, auch vom Rüstzustand der Maschine abhängige Ausdehnung. Durch eine präzise Einrichtung der Position des Bearbeitungswerkzeugs zur Drehachse der Hauptspindel, kann der Drehbutzen auf eine laterale Ausdehnung $< 3 \mu\text{m}$ und eine Höhe < 500 nm reduziert werden [BLI08]. Die Ausdehnung des Defekts kann u. a. durch Rauheitsmessungen oder Mikroskopie des Drehzentrums nachgewiesen werden. Aufgrund der geringen lateralen Größe im Mikrometerbereich und der durch die untere Grenzfrequenz begrenzten Ortsauflösung der Messverfahren zur Charakterisierung der Form, geht der Drehbutzen in der Regel nicht in die Bewertung der Oberflächenformabweichung ein.

Korrekturzyklus zur Verbesserung der Form und der Position

Die Bearbeitung von zwei optischen Elementen in einem gemeinsamen Prozessschritt ermöglicht die Erweiterung des eingeführten Korrekturzyklus um die relative Position und Orientierung der optischen Elemente. Die Korrektur bietet die Möglichkeit die relative Lagezuordnung der Off-Axis-Asphären zueinander und zu den Bezugsflächen der Montage herzustellen und auftretende Fehler deterministisch zu korrigieren. Messprozesse, die im Korrekturzyklus angewandt werden um die Oberflächenformabweichung der Fläche zu charakterisieren, müssen das Potential der Lagebestimmung der Flächen in Relation zu äußeren Bezügen aufweisen. Typischerweise werden die Flächen mittels Oberflächenmesstechnik, wie Profilometrie und Interferometrie, charakterisiert. Eine unmittelbare Bestimmung der Form- und Lageabweichung optischer Elemente zu äußeren Bezügen ist mit diesen Verfahren nicht möglich. Koordinatenmesstechnik bietet das Potential für die Bestimmung der Form- und Positionsabweichung zu Bezugsflächen, ist allerdings aufgrund der limitierten Messgenauigkeit mit typischen Anstastunsicherheiten (Maximum Permissible Error (MPE)) von $MPE_P \geq 600$ nm nicht für die Bestimmung der Oberflächenformabweichung geeignet.

Bezugselemente für die Metrologie ermöglichen die mittelbare Erfassung der Position der optischen Elemente. Diese Messbezüge übertragen das Koordinatensystem des Spiegelmoduls bzw. der optischen Elemente vom Maschinenprozess in den Messprozess. Die Off-Axis-Asphären des rotationssymmetrischen Spiegelmoduls werden klassisch in der außeraxialen Position auf der UPM geschnitten. Die Numeric-Control (NC)-Programmierung und Fehlerkorrektur der Oberflächenform und der Position basiert auf einer 2D-Repräsentation des Asphären-, Schnitt- und Fehlerprofils als Funktion der Entfernung zur Rotationsachse. Die Untersuchungen zur Herstellung von rotationssymmetrischen Spiegelmodulen sind daher auf einen zweidimensionalen Ansatz des Korrekturzyklus gestützt, wobei die Form- und Positionserfassung mit einem Profilometer erfolgt.

4.3.3 Bezugssysteme für die Profilometrie

Die messtechnisch eindeutige und exakte Verkörperung des optischen Koordinatensystems wird durch ein Bezugssystem mit fester Lagebeziehung zu den optischen Elementen erzielt. Die in der Arbeit verwendete Definition des Bezugssystems ist an DIN EN ISO 5459 angelehnt:

Das Bezugssystem

ist eine geometrisch festgelegte Anordnung von zwei oder einer Gruppe von **Bezugselementen**, um die Position und Orientierung einer optischen Fläche im Raum eindeutig und vollständig zu beschreiben.

Ein **Bezugselement** ist ein reales Geometrieelement, das zur Bildung eines Bezugssystems verwendet wird [ISO5459].

Zur eindeutigen und vollständigen Beschreibung und Erfassung des Bezugssystems sind folgende Anforderungen zu erfüllen:

Anforderungen an das Bezugssystem nach SCHEIDING ET AL. [SCH10]:

1. Die Erfassung der Bezugselemente und der optischen Elemente muss im selben Messprozess durchführbar sein.
2. Die Form- und die Positionsabweichung der Bezugselemente müssen eine Repräsentation des Koordinatensystems im μm -Bereich zulassen.
3. Das Bezugssystem muss das Koordinatensystem des Spiegelmoduls in allen funktionsrelevanten Freiheitsgraden repräsentieren.

Die gegebenen Anforderungen an das Bezugssystem werden in ENTWURF DIN 58174, 2010 aufgenommen und zur Lagezuordnung von Freiformflächen verallgemeinert [DIN58174]. Die erste Forderung ist durch die geometrische Gestaltung der Bezugselemente zu erfüllen. Die Bezugselemente müssen für die profilometrische Messtechnik optimiert sein. Als Repräsentationsform von Punkten auf dem Spiegelmodul sind konkave, sphärische Kalotten außerhalb der freien Apertur des Spiegels M3 geeignet, siehe Bild 4-5. Diese Bezugssphären können

vom Messkörper des Profilometers in einem Messaufbau mit der optischen Fläche gescannt werden. Entweder das Zentrum oder der Scheitelpunkt der Sphäre ist der Bezugspunkt zur Ausrichtung des Spiegelmoduls. Ein möglichst geringer Krümmungsradius der Bezugselemente ist für die eindeutige Bestimmung der Position vorteilhaft, da steile Anstiege des Profilschnittes eine messbare Auslenkung verursachen.

Die zweite der obigen Forderungen wird durch die Toleranzverkettung des Herstellungs- und Messprozesses bestimmt. Durch geeignete Analysen ist die präzise Repräsentation des Koordinatensystems durch Bezugselemente nachzuweisen. Die dritte Forderung wird durch die Anordnung der Bezugselemente im Raum realisiert. Als mathematische Bezugselemente dienen drei Punkte im Euklidischen Raum (R^3), die eine Ebene aufspannen. Dieselben Punkte können für die Ausrichtung einer Achse in der Ebene und für die Festlegung eines Ursprungs verwendet werden. Somit sind sechs Freiheitsgrade im R^3 gebunden.

In Bild 4-5 sind diese Bezugselemente mit (5) bezeichnet. Eine höhere Anzahl von Bezugselementen, z. B. vier, erlaubt eine Kontrolle der Verkörperung des Koordinatensystems. Die Positionierung des Tastkörpers auf der asphärischen Fläche und die rechnerische Auswertung des Messpfades ist konsequent auf die Bezugselemente auszulegen, um neben der Formabweichung auch Fehler der Lagezuordnung im Submikrometerbereich zu ermitteln. Bild 4-8 illustriert beispielhaft die Ausrichtung eines Messpfades entsprechend des durch Bezugselemente vorgegebenen Koordinatensystems. Die Bezugspunkte P_1 , P_2 und P_3 sind die im Messkoordinatensystem ermittelten Positionen der Bezugselemente. Da die nominellen Koordinaten der Punkte B_1 , B_2 und B_3 im Bezugssystem des Spiegelmoduls bekannt sind, kann eine Transformationsvorschrift zur Überführung der Messkoordinaten in die Spiegelkoordinaten abgeleitet werden. Diese Transformation wird auf das Messprofil angewandt, um eine Ausrichtung entsprechend der Bezugselemente vorzunehmen. Durch Subtraktion der Design-Asphäre wird die tatsächliche Form- und Positionsabweichung des optischen Elementes mit Bezug zum Koordinatensystem des Spiegelmoduls ermittelt.

In einer ersten Transformation werden die Bezugsdaten gedreht, um die von P_1 , P_2 und P_3 aufgespannte Ebene parallel zur der von B_1 , B_2 und B_3 gegebenen idealen Ebene auszurichten. Anschließend erfolgt eine Drehung der Bezugspunkte in dieser Ebene, um die Orientierung der Achse in der Ebene abzugleichen. Eine lineare Verschiebung überführt die Bezugspunkte in die ideale Position.

Die Lage und Orientierung des Spiegelmoduls im Messkoordinatensystem ist durch die Vektoren \vec{s} und \vec{r} definiert. Diese werden direkt aus den Koordinaten der Bezugselemente bestimmt. Die Orientierung einer durch \vec{s} und \vec{r} aufgespannten Ebene wird durch den normierten Normalenvektor \vec{n}_{Bezug} beschrieben, der sich aus dem Kreuzprodukt beider Vektoren ergibt.

$$\vec{n}_{Bezug} = \frac{\vec{r} \times \vec{s}}{|\vec{r} \times \vec{s}|} \quad (4.3)$$

Mit Kenntnis des nominellen normierten Normalenvektors der Bezugsebene \vec{n}_{Ideal} , kann durch Anwendung des Kreuzproduktes ein Vektor $\vec{t}_{Rotation}$ ermittelt werden, der orthogonal zu \vec{n}_{Bezug} und \vec{n}_{Ideal} ist.

$$\vec{t}_{Rotation} = \vec{n}_{Ideal} \times \vec{n}_{Bezug} \quad (4.4)$$

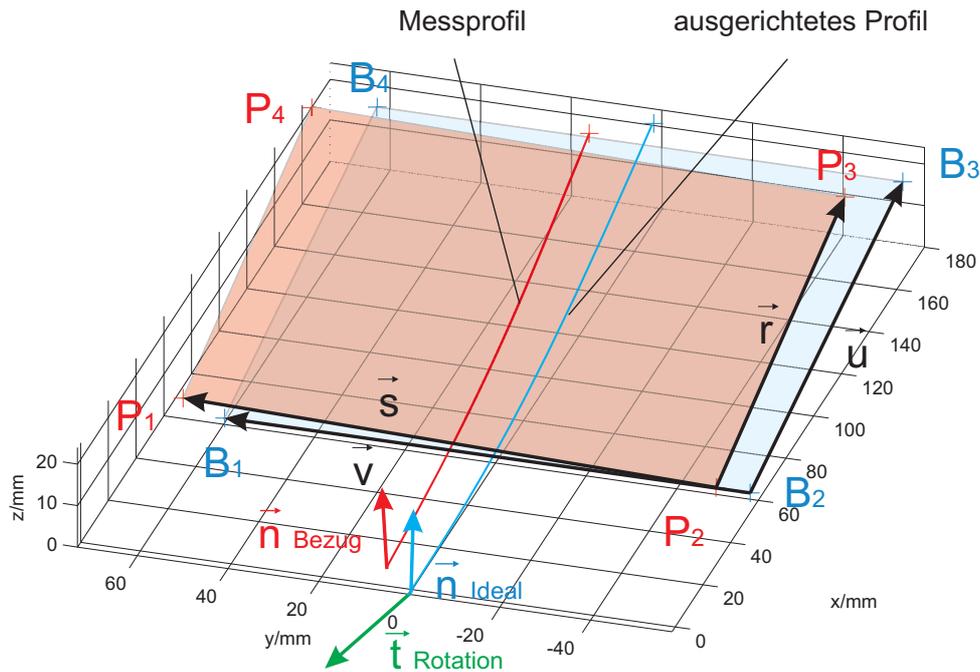


Bild 4-8: Ausrichtung des Messprofils nach Bezugselementen

Da die Beträge der Faktoren eins sind, folgt aus der Definition des Vektorproduktes

$$|\vec{t}_{Rotation}| = |\vec{n}_{Ideal}| |\vec{n}_{Bezug}| \sin(\alpha) = \sin(\alpha) \quad (4.5)$$

der für die Transformation notwendige Drehwinkel

$$\alpha = \arcsin\left(|\vec{t}_{Rotation}|\right) \quad (4.6)$$

Die Rotation der Bezugspunkte um den Vektor $\vec{t}_{Rotation}$ um den Winkel α überführt die von P_1, P_2 und P_3 aufgespannte Ebene in eine zum idealen Bezugssystem parallele Ebene und beschreibt den ersten Teil der Transformation.

Die zweite Transformation, d. h. die Eindrehung in der Ebene, erfolgt analog. Der Rotationsvektor wird aus dem Kreuzprodukt der transformierten Punkte P'_1 und P'_2 ($\frac{\vec{s}}{|\vec{s}|}$) und B_1 und B_2 ($\frac{\vec{v}}{|\vec{v}|}$) gemäß Formel 4.4 ermittelt. Dieser Drehvektor ist ein Vielfaches des Vektors \vec{n}_{Ideal} mit dem Betrag des Drehwinkels der zweiten Transformation β . Nach der Orientierung des Bezugssystems durch die beiden Drehungen erfolgt eine lineare Verschiebung, um den Koordinatenursprung des gemessenen Bezugssystems in Übereinstimmung mit dem des Spiegelmoduls zu setzen. Der Vektor der linearen Verschiebung kann aus der Subtraktion eines transformierten Punktes vom idealen Bezugspartner bestimmt werden (z. B. $\vec{W} = P'_1 - B_1$). Eine verbesserte Genauigkeit wird durch die arithmetische Mittelung der Verschiebungsvektoren aller Bezugselemente erzielt.

Rotation von Punktwolken um einen beliebigen Vektor im R^3

Die nicht triviale mathematische Operation der obigen Transformation ist die Rotation von Bezugsdaten oder einer Punktwolke von Messdaten um einen beliebigen Vektor im R^3 . Da diese Operation fundamental für die Ausrichtung des Spiegelmoduls nach den Referenzelementen ist, wird die Ableitung der Drehmatrix im Detail dargestellt.

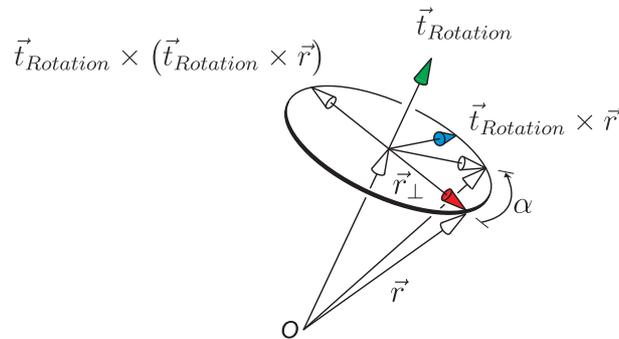


Bild 4-9: Drehen eines Ortsvektors \vec{r} um einen beliebigen Rotationsvektor $\vec{t}_{Rotation}$

Bild 4-9 illustriert die Rotation des Ortsvektors \vec{r} um die Achse, die durch $\vec{t}_{Rotation}$ gegeben ist. Der Rotationswinkel ist das Skalar α . Die Drehung basiert auf der vektoriellen Zerlegung des zu rotierenden Ortsvektors in eine parallele und eine orthogonale Komponente. Der parallele Anteil \vec{r}_{\parallel} wird durch die Rotation nicht verändert. Der senkrechte Anteil \vec{r}_{\perp} wird in der Ebene, deren Normale $\vec{t}_{Rotation}$ ist, um den Winkel α gedreht.

$$\vec{r} = \vec{r}_{\perp} + \vec{r}_{\parallel} \quad (4.7)$$

Die Zerlegung des Ortsvektors in eine **parallele Komponente** erfolgt über die Projektion von \vec{r} auf den Rotationsvektor $\vec{t}_{Rotation}$ [BRO08].

$$\vec{r}_{\parallel} = \left(\frac{\vec{t}_{Rotation} \cdot \vec{r}}{|\vec{t}_{Rotation}|^2} \right) \vec{t}_{Rotation}$$

Mit der Forderung der Normierung des Rotationsvektors $|\vec{t}_{Rotation}| = 1$ vereinfacht sich der Term zu:

$$\vec{r}_{\parallel} = (\vec{t}_{Rotation} \cdot \vec{r}) \vec{t}_{Rotation} \quad (4.8)$$

Die Grassmann-Identität wird genutzt, um \vec{r}_{\parallel} in ein Vektorprodukt zu überführen:

$$\begin{aligned} \vec{t}_{Rotation} \times (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) &= (\vec{t}_{Rotation} \cdot \vec{r}) \vec{t}_{Rotation} - (\vec{t}_{Rotation} \cdot \vec{t}_{Rotation}) \vec{r} \\ &= (\vec{t}_{Rotation} \cdot \vec{r}) \vec{t}_{Rotation} - 1 \cdot \vec{r} \quad . \end{aligned} \quad (4.9)$$

Somit folgt für \vec{r}_{\parallel} :

$$\vec{r}_{\parallel} = \vec{r} + \vec{t}_{Rotation} \times (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) \quad (4.10)$$

Die **orthogonale Komponente** \vec{r}_\perp kann aus Formel 4.7 und Formel 4.10 abgeleitet werden:

$$\vec{r}_\perp = \vec{r} - \vec{r}_\parallel = -\vec{t}_{Rotation} \times (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) \quad . \quad (4.11)$$

Diese Berechnung von \vec{r}_\perp lässt sich ebenfalls anschaulich aus Bild 4-9 ableiten. Der orthogonale Anteil von \vec{r} wird aus einem zweifach angewandten Kreuzprodukt gewonnen. Die erstmalige Anwendung des Vektorproduktes führt zu einem zu $\vec{t}_{Rotation}$ und \vec{r} orthogonal stehendem Vektor:

$$\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r} \quad . \quad (4.12)$$

Unter der Voraussetzung der Einheitslänge des Rotationsvektors folgt für dessen Betrag:

$$|\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}| = |\vec{t}_{Rotation}| \cdot |\vec{r}| \cdot \sin(\theta) = |\vec{r}| \cdot \sin(\theta) \quad . \quad (4.13)$$

θ bezeichnet den zwischen \vec{r} und $\vec{t}_{Rotation}$ eingeschlossenen Winkel. Durch ein weiteres, zweites Kreuzprodukt wird ein Rechtssystem gebildet. Dieser Vektor entspricht der negativen orthogonalen Komponente des Ortsvektors \vec{r} . Der Betrag von $\vec{t}_{Rotation} \times (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r})$ ist gleich dem Betrag des Vektors aus Formel 4.12, da die Vektoren senkrecht aufeinander stehen, die Norm des Rotationsvektors eins und der eingeschlossene Winkel 90° ist.

Die Drehung des Ortsvektors um die Rotationsachse beeinflusst ausschließlich die orthogonale Komponente \vec{r}_\perp des Ortsvektors. Eine Rotation um α wird durch das geschaffene Rechtssystem in der Ebene, deren Normalenvektor $\vec{t}_{Rotation}$ ist, wie folgt beschrieben:

$$\vec{r}'_\perp = \sin(\alpha) \cdot (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) + \cos(\alpha) \cdot \vec{r}_\perp \quad . \quad (4.14)$$

Durch Einsetzen von Formel 4.10 und Formel 4.11 in die Komponentenzersetzung in Formel 4.7 folgt für den um den Winkel α um $\vec{t}_{Rotation}$ gedrehten Ortsvektor \vec{r}' :

$$\begin{aligned} \vec{r}' &= \vec{r}_\parallel + \vec{r}'_\perp \\ &= \vec{r} + \vec{t}_{Rotation} \times (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) + \sin(\alpha) \cdot (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) \\ &\quad - \cos(\alpha) \cdot \vec{t}_{Rotation} \times (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) \end{aligned} \quad (4.15)$$

$$= \vec{r} + \sin(\alpha) \cdot (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) + (1 - \cos(\alpha)) \cdot \vec{t}_{Rotation} \times (\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}) \quad .$$

Die vektorielle Notation ist für große Datenmengen nicht vorteilhaft einsetzbar. Eine Überführung von Formel 4.15 in eine Abbildungsmatrix ist durch die Substitution des Kreuzprodukt $\vec{t}_{Rotation} \times \vec{r}$ durch eine antisymmetrische 3×3 -Matrix möglich.

$$T \cdot \vec{r} = \vec{t}_{Rotation} \times \vec{r} \quad (4.16)$$

$$T = \begin{pmatrix} 0 & -t_3 & t_2 \\ t_3 & 0 & -t_1 \\ -t_2 & t_1 & 0 \end{pmatrix} \quad (4.17)$$

Für \vec{r}' folgt aus Formel 4.15:

$$\begin{aligned} \vec{r}' &= \vec{r} + \sin(\alpha) \cdot T \cdot \vec{r} + (1 - \cos(\alpha)) \cdot T^2 \cdot \vec{r} \\ &= \vec{r} \left(I + \sin(\alpha) \cdot T + (1 - \cos(\alpha)) \cdot T^2 \right) \\ &= \vec{r} \cdot R \quad . \end{aligned} \quad (4.18)$$

Die Abbildungsmatrix R ist auch als Rodrigues-Formel bekannt und wird in der Robotik-Steuerung und Computergrafik als Transformationsvorschrift eingesetzt [MUR94]. Die Transformationsmatrix, die nur von den Komponenten des Drehvektors und vom Winkel abhängig ist, kann in einer Mathematiksoftware zur Berechnung von Abbildungen programmiert werden und somit auf große Punktemengen, wie z. B. Messdaten, angewandt werden.

$$R = I + \sin(\alpha) \cdot T + (1 - \cos(\alpha)) \cdot T^2$$

Das Ausmultiplizieren der Abbildungsmatrix unter Beachtung der Bedingung $1 = t_1^2 + t_2^2 + t_3^2$ führt zur Abbildungsmatrix R die gemäß Formel 4.18 angewandt werden kann. Die gleiche Rotationsmatrix kann durch fünf Rotationen um die kartesischen Achsen hergeleitet werden [BRO08].

$$R = \begin{pmatrix} \cos(\alpha) + t_1^2(1 - \cos(\alpha)) & -t_3 \cdot \sin(\alpha) + (1 - \cos(\alpha)) \cdot t_1 \cdot t_2 & t_2 \cdot \sin(\alpha) + (1 - \cos(\alpha)) \cdot t_1 \cdot t_3 \\ t_3 \cdot \sin(\alpha) + (1 - \cos(\alpha)) \cdot t_1 \cdot t_2 & \cos(\alpha) + t_2^2(1 - \cos(\alpha)) & -t_1 \cdot \sin(\alpha) + (1 - \cos(\alpha)) \cdot t_2 \cdot t_3 \\ -t_2 \cdot \sin(\alpha) + (1 - \cos(\alpha)) \cdot t_1 \cdot t_3 & t_1 \cdot \sin(\alpha) + (1 - \cos(\alpha)) \cdot t_2 \cdot t_3 & \cos(\alpha) + t_3^2(1 - \cos(\alpha)) \end{pmatrix}$$

Fazit: Bezugselemente für die Profilometrie

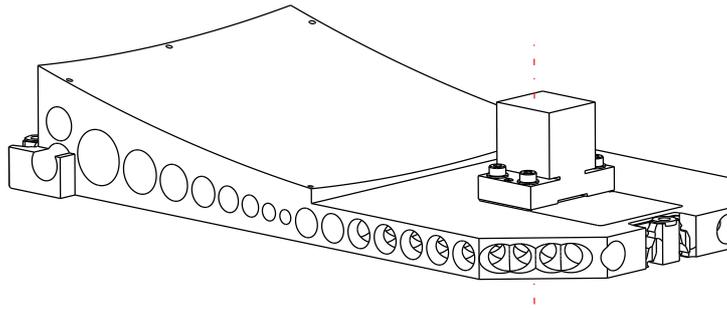
Sphärische Bezugsflächen, die jeweils einen Bezugspunkt verkörpern, ermöglichen die mittelbare Erfassung der Form- und Position des Spiegelmoduls in der profilometrischen Oberflächenmetrologie. Die Raumpunkte außerhalb der freien Apertur des Spiegels werden genutzt, um eine geometrische Transformationsvorschrift aufzustellen. Diese kann auf die Bezugs- und Messpunkte angewandt werden, um die Daten aus dem Messkoordinatensystem der Messmaschine in das Bezugskordinatensystem des Spiegelmoduls zu überführen. Die Bestimmung der Form- und Positionsabweichung ist in diesem Bezugssystem durch Subtraktion der Sollgrößen möglich. Die Bezugselemente sollten derart angeordnet sein, dass möglichst eindeutig eine Ebene im R^3 aufgespannt wird. Um möglichst wenige geometrische Transformationen auf die Messdaten anzuwenden, sind zwei direkte Rotationen der Punktwolke um eine beliebige schiefe Achse erforderlich. Die Rotation wird durch eine Matrixmultiplikation mit einer vom Drehvektor und Drehwinkel abhängigen Matrix erzielt. Diese Rechenoperation ist durch geeignete Programmierung auf große Datenmengen anwendbar.

Die Verwendung nur eines Bezugssystems für zwei Spiegel eines Spiegelmoduls erlaubt die Darstellung der Form- und Positionsabweichung beider Spiegel in einem Fehlerbild. Die Anwendung eines Korrekturzyklus auf der Grundlage dieser Abweichungen ist für die Form- und Positionskorrektur geeignet. Somit wird mittelbar über Referenzelemente ein Spiegelmodul mit

messbarer, präziser Positionierung der optischen Elemente im gemeinsamen Koordinatensystem ermöglicht.

4.3.4 Montageprinzip zur einfachen Integration

In Analogie zum Spiegelmodul M2/M3 in [Bild 4-5](#) kann das Spiegelmodul M1/FM aufgebaut werden. Das Spiegelmodul M1/FM ist in [Bild 4-10](#) als CAD-Illustration dargestellt. Der Faltspiegel wird auf dem Modul, das gleichzeitig Basiskörper für den Primärspiegel ist, als Prozessschritt der Bearbeitung aufgesetzt und in der Lage fixiert.



[Bild 4-10](#): Spiegelmodul M1/FM in Integralbauweise [RIS11]

Die Bezugselemente zur Charakterisierung sind außerhalb der freien Apertur des Primärspiegels angeordnet. Die Bezüge für die Montage des Spiegelmoduls in das System sind analog zum Spiegelmodul M2/M3 ausgeführt. Drei Planflächen auf kinematisch entkoppelten Funktionsabsätzen spannen eine gemeinsame Montageebene auf. Die radiale Zentrierung wird über Ausschnitte der Mantelfläche realisiert, die als Bezugszylinder in gemeinsamer Maschinenaufspannung mit den Spiegelflächen diamantbearbeitet werden. Somit sind alle funktionsrelevanten Freiheitsgrade sowohl in den Bezugselementen der Metrologie als auch in Bezugselementen für die Systemmontage repräsentiert.

Die ungerichtete Montage der Spiegelmodule kann anhand der im Maschinenprozess hergestellten Bezüge erfolgen. Die Lagezuordnung erfolgt über die entsprechenden Koppelstellen an der Struktur des Teleskops. Die Gestaltungsprinzipien zur Vereinfachung der Bauteilstruktur des Montagerahmens werden aus dem Stand des Wissens abgeleitet. Die Anzahl der Schnittstellen wird auf zwei reduziert. Die Schnittstellen sind fertigungs-, mess- und montagegerecht nach den Gestaltungsrichtlinien von PAHL UND BEITZ [PAH93] ausgeführt. Im einzelnen sind die Funktionsabsätze für die Prozesse gut zugänglich und ausreichend dimensioniert. Die Zuordnung der Position und Lage erfolgt anhand einfacher geometrischer Strukturen und ist eindeutig, da eine kinematische Überbestimmung vermieden wird.

Die funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Translation T_z (Luftabstand) sowie die Rotationen um die Achsen R_x und R_y werden von zwei parallelen Ebenen gebunden. Um die relative Lagezuordnung und Orientierung der Spiegel in den Toleranzgrenzen zu realisieren, sind die in [Bild 4-11](#) gegebenen Form- und Lagetoleranzen der Montageflächen an der Rahmenstruktur, unter Beachtung des Unabhängigkeitsprinzips [ISO8015] bei der Bearbeitung einzuhalten. Die Anforderungen sind aus der Toleranzanalyse des optischen Designs in [Abschnitt 4.2.2](#) abgeleitet. Das Toleranzmaß des Abstandes der beiden Spiegelmodule von $T_z = \pm 8 \mu\text{m}$ wird

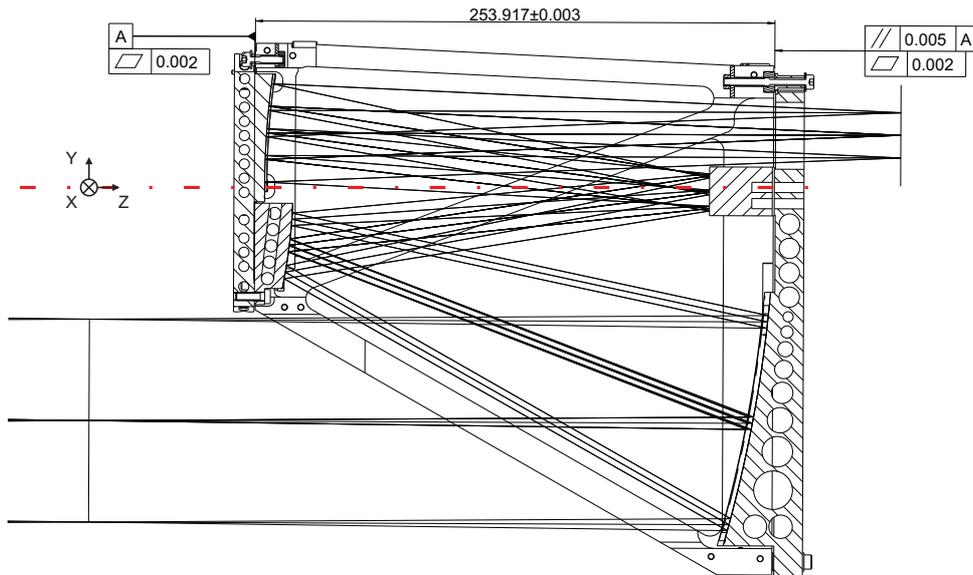


Bild 4-11: Struktur des Spiegelteleskops

in eine Lagetoleranz und die Formtoleranzen der Flächen aufgeteilt, sodass im schlimmsten anzunehmenden Fall das Toleranzbudget nicht überschritten wird. Die Parallelität der Ebenen wird aus den Toleranzen der Rotation um R_x und R_y von ± 5 arcsec abgeleitet.

Sowohl die Ebenheit der Bezüge als auch die Parallelität sind prinzipiell durch Fertigungsverfahren der UP-Bearbeitung zu erzielen. Die ebenen Bezugsflächen an der Stirnseite der Struktur werden in einem Fly-Cutting-Verfahren hergestellt.

Die verbleibenden funktionsrelevanten Freiheitsgrade sind die Verschiebungen senkrecht zur optischen Achse. Eine Koinzidenz der Symmetrieachsen respektive der optischen Achsen wird erzielt, indem die Spiegelmodule relativ zueinander zentriert werden. Zylindrische Bezugsflächen an den Mantelflächen der Module verkörpern das Symmetriezentrum. Die radiale Positionierung der Spiegelmodule wird durch ein Anschieben gegen jeweils zwei Passstifte erreicht. Bild 4-12 ist eine 3D-Illustration der Struktur des Teleskopes mit dem Spiegelmodul M2/M3 im Vordergrund. Die Koppelstellen der Verbindung sind, analog dem Einlegen eines Zylinders in eine V-Nut, linienförmig.

Die Herstellung der Bezugsbohrungen für die Passstifte kann verfahrenstechnisch nicht durch die UP-Bearbeitung erfolgen. Die Bohrungen der Struktur werden in einem gemeinsamen Prozessschritt auf einer 5-Achs-Fräsmaschine vor der UP-Bearbeitung der planen Bezugsflächen hergestellt. Die zu erwartenden Abweichungen werden messtechnisch erfasst und durch stufenweise abstimmbare Endmaßkombinationen zwischen Spiegelmodul und Passstift ausgeglichen. Die minimale Stufung ist abhängig von den möglichen und verfügbaren Endmaßkombinationen. Der verwendete Endmaßsatz mit 122 Endmaßen zwischen 0,5 mm und 100 mm erlaubt die nominelle Abstimmung von Maßen größer als 2 mm mit einem Schrittmaß von 1 μm . Die Endmaße werden durch Ansprengegen miteinander gepaart.

Das Spiegelmodul M1/FM wird nominell positioniert und die optische Gütefunktion wird überprüft. Durch ein deterministisches Verändern der Endmaße, wird die radiale Position des Spiegelmoduls M2/M3 modifiziert. Die wiederholte Prüfung der optischen Gütefunktion belegt die

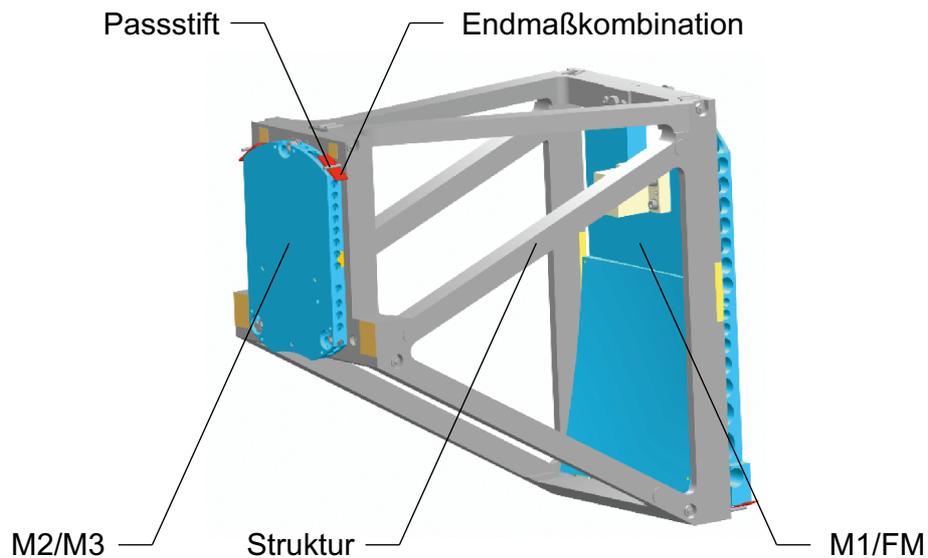


Bild 4-12: 3D-Darstellung der Struktur des Spiegelteleskops

Veränderung des Justierzustandes und geht als Regelgröße in die Wahl der Endmaßkombinationen ein. Durch diese einfache, gerichtete Justage werden die optischen Achsen der Spiegelmodule M1/FM und M2/M3 unter Beobachtung der Gütefunktion des Teleskops gefluchtet.

Fazit: Spiegelmodule mit Rotationssymmetrie

Die Vereinfachung der Bauteilstruktur eines Teleskops wird durch den modularen Aufbau zweier Spiegel mit einem gemeinsamen Bezugssystem erzielt. Die Rotationssymmetrie des optischen Designs wird ausgenutzt, um die außeraxialen asphärischen Elemente in einem Prozessschritt ohne Umspannvorgänge nacheinander herzustellen. Die notwendige Bedingung der Freiheit des Arbeitsraumes bei der Drehbearbeitung der Flächen ist für eine Vielzahl von Optikschemata gegeben und kann ggf. ohne Verlust der Abbildungsgüte über die Anpassung des optischen Designs vorgenommen werden. Neben den Spiegeln werden im UP-Bearbeitungsprozess Bezugselemente für die Systemintegration hergestellt. Durch die Repräsentation aller funktionsrelevanten Freiheitsgrade in der Genauigkeit der UP-Bearbeitung ist das optische Koordinatensystem des Spiegelmoduls in einer ungerichteten Montage anhand äußerer Merkmale zugänglich.

Die aus dem Stand des Wissens bekannten Verfahren zur Korrektur der Oberflächenformabweichung können um die Korrektur der relativen Positionen der Spiegel eines Moduls erweitert werden. Für die profilometrische Oberflächenmesstechnik ist die Position der optischen Elemente mittelbar über drei sphärische Bezugselemente erfassbar. Diese werden zum Ableiten einer Transformationsvorschrift genutzt, die auf den Messpfad angewandt, die Kalkulation der Form- und Positionsabweichung ermöglicht.

Aufgrund UP-bearbeiteter oder in der Position rückführbarer Bezugselemente an der Struktur des Teleskops, ist eine ungerichtete Montage der rotationssymmetrischen Spiegelmodule möglich. Die optomechanische Ausführung von rotationssymmetrischen Spiegelmodulen trägt signifikant zur Reduzierung oder kompletten Vermeidung eines erhöhten Montageaufwandes von IR-Spiegelteleskopen bei.

4.4 Spiegelmodule mit Freiformflächen

4.4.1 Freiformteleskop

Freiformoptiken gelten in der Photonik-Branche als „enabler“ und werden derzeit in zahlreichen geförderten Verbundprojekten grundlegend erforscht und für eine wirtschaftlich technische Verwertung vorbereitet [BMBF09]. Vom Einsatz der Freiformflächen werden ähnliche Vorteile, wie von der Einführung asphärischer Flächen erwartet. Insbesondere kompakte und leichte Systeme können durch die Reduktion der optischen Komponenten aufgebaut werden. Durch den Einsatz von Freiformflächen können Aberrationen im optischen System kompensiert werden.

Neben der Verbesserung optischer Systeme in Bezug auf Gewicht, Größe, Kontrast und Abbildungsqualität bieten die Freiformflächen auch Vorteile hinsichtlich vollkommen neuer optischer Designs. Anamorphe optische Systeme ermöglichen aufgrund der unterschiedlichen Vergrößerung in sagittaler und meridionaler Bildebene eine Verzerrung des Bildes zugunsten einer optimierten Ausnutzung des optischen Sensors [HOW10]. Insbesondere für multi- und hyperspektrale Teleskopanwendungen nach dem „Push-broom“-Prinzip können anamorphe Spiegelsysteme eingesetzt werden, um die Feldwinkel entsprechend dem Flugrichtungsvektor eines Satelliten im Orbit zu erweitern. Ein rechteckiges Bildfeld mit großem Feldwinkel senkrecht zur Flugrichtung kann so auf einen quadratischen Detektor abgebildet werden. Ebenso können die orthogonalen Bildrichtungen unterschiedlich aufgelöst werden, um richtungsabhängig den Informationsgehalt einer hyperspektralen Aufnahme aus dem Orbit zu determinieren.

Die geometrische Transformation von rotationssymmetrischen Off-Axis-Spiegeln in Freiformflächen erweitert technologisch die Kapazität der maximalen Bearbeitungsgröße eines Spiegels. Durch die Überführung einer Off-Axis-Asphäre in eine On-Axis-Freiformfläche ist die Herstellung von Spiegeln mit großen Off-Axis-Abständen y_D möglich.

Freiformkomponenten stellen durch das Abweichen von der Rotationssymmetrie besondere Anforderungen an die mathematische Beschreibung, Herstellungs-, Charakterisierungs- und Montageprozesse. Durch die geometrische Transformation wird die Off-Axis-Asphäre des rotationssymmetrischen Primärspiegels in eine On-Axis-Freiformfläche überführt. [Bild 4-13](#) zeigt das mechanische Design des Optikschemas aus [Bild 4-1](#) mit einem Freiformspiegel M1. Die Spiegelfläche ist für den Herstellungsprozess aus dem Modul herausgelöst, erfüllt nach der Integration in das Teleskop aber die gleiche Funktion wie der vergleichbare Off-Axis-Primärspiegel.

Die Technologiekette zur Fertigung und Integration der Freiformkomponente für abbildende Spiegelteleskope wird anhand der Spiegelgeometrie untersucht und mit der in [Abschnitt 4.3.1](#) beschriebenen Technologie verglichen. Das Spiegelmodul M1/FM mit dem Freiformspiegel M1 zeigt damit exemplarisch, wie eine Vereinfachung der Systemmontage auch auf Freiformkomponenten anwendbar ist.

Die UP-Bearbeitung von Freiformflächen kann durch verschiedene Verfahren erfolgen. Neben den Servo-Technologien, die auf einer Drehbearbeitung des Werkstücks beruhen, werden Fräsverfahren wie Raster- oder Spiral-Fly-Cutting für die Herstellung von Freiformflächen

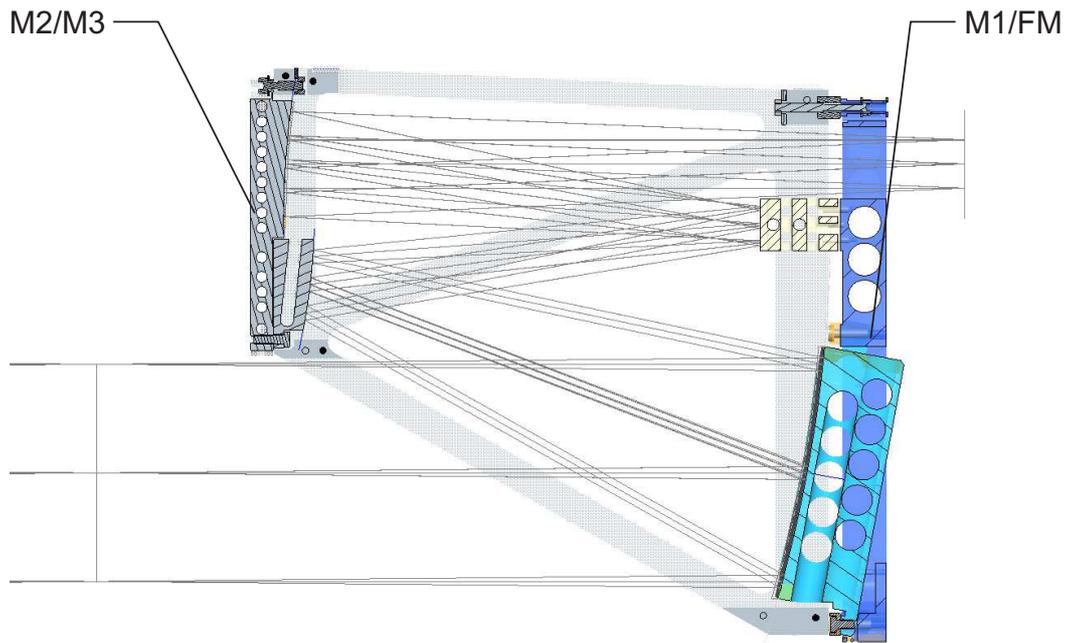


Bild 4-13: Teleskop mit Freiformspiegel

eingesetzt. Sowohl hinsichtlich der Bearbeitungsdauer als auch der erzielten Mikrorauheit und Oberflächenformabweichung ist die Drehbearbeitung der Fräsbearbeitung nach SCHEIDING ET AL. [SCH12] und STEINKOPF ET AL. [STE12] vorzuziehen. Lediglich Geometrien mit einem für die Drehbearbeitung ungünstigen Länge-zu-Breite-Verhältnis werden vorzugsweise durch Fly-Cutting-Verfahren bearbeitet.

Die drehende Freiformbearbeitung basiert auf der winkelsynchronen Steuerung der Zustellachse zum Werkstück auf der Drehspindel (c – Achse). Die Zustellbewegung kann durch die Zustellachse (z) realisiert werden oder durch eine redundante Kinematik mit geringer Masse des Oszillators [AME05; TOH08]. Die zusätzliche Achse wird mittels eines Piezo- oder Tauchspulen-Aktuators angetrieben. Da ein solches System einen größeren Dynamikbereich aufweist, wird es als Fast Tool Servo (FTS) bezeichnet. Dem gegenüber wird die direkte Ansteuerung der z -Achse zur Realisierung des Freiformhubs als Slow Tool Servo (STS)-Prozess bezeichnet.

4.4.2 Geometrische Transformation

Die Überführung der Spiegelgeometrie des Primärspiegels in eine Freiformgeometrie gemäß der Definition von GARRARD ET AL. [GAR05] wird durch eine geometrische Transformation erzielt. Bild 4-14a zeigt die Asphäre und den Asphärenausschnitt in der konventionellen Off-Axis-Lage (1). Die mathematische Beschreibung des rotationssymmetrischen Off-Axis-Profiles ist durch Gleichung (4.1) gegeben. Davon ausgehend, führt die Substitution der Laufvariablen r durch $\sqrt{x^2 + y^2}$ zu einer Flächenbeschreibung $z = f(x, y)$. Die Fläche wird in einer ersten Transformation entsprechend seines Off-Axis-Abstandes y_D im Koordinatensystem zentriert, sodass der Ursprung der Freiformfläche zentrisch in der rechteckigen freien Apertur liegt.

Die Verschiebung des Koordinatensystems wird durch eine einfache Subtraktion des Off-Axis-Abstandes y_D von der unabhängigen Variable y in der flächenhaften Asphärenformel erzielt:

$$z = f(x, y) = \frac{x^2 + (y - y_D)^2}{R \left(1 + \sqrt{1 - (1 + \kappa) \left(\frac{x^2 + (y - y_D)^2}{R^2} \right)} \right)} + \sum_{i=1}^N A_{2i} \left(x^2 + (y - y_D)^2 \right)^i \quad (4.19)$$

Die transponierte Fläche in [Bild 4-14a \(2\)](#) liegt schief im Raum. Für eine Freiformbearbeitung durch UP-Drehen ist eine geringe Abweichung von einer Rotationssymmetrie zu bevorzugen. Die Gründe sind das Vermeiden großer Beschleunigungen der Zustellachse bei der Freiformbearbeitung und der begrenzte Verfahrbereich der Freiformachse, sofern ein FTS verwendet wird.

Die Fläche wird um die Rx-Achse gedreht, um die Abweichung von der xy -Ebene zu minimieren (vgl. [Bild 4-14a \(3\)](#)). Da keine Lösung der Drehung einer asphärischen Fläche mit höheren Ordnungen analytisch ableitbar ist, werden diese Transformationsoperationen numerisch durchgeführt. Der angewandte Algorithmus zur Minimierung des Zielkriteriums ist beliebig austauschbar. In der vorliegenden Arbeit wird der von NELDER UND MEAD [NEL65] entwickelte Algorithmus zur iterativen numerischen Lösung nichtlinearer Optimierungsprobleme mit mehreren Parametern verwendet. Das auch als Downhill-Simplex bekannte Verfahren ist vergleichsweise langsam, kommt allerdings ohne Differentiationsroutinen aus. Der Vergleich verschiedener Punkte im Parameterraum ist sehr robust und kann auch auf streuende Zielfunktionen zur Identifizierung eines lokalen Minimums angewandt werden.

Als Zielkriterium der numerischen Drehung um die Rx-Achse kann die Flächenabweichung (PV) von der xy -Ebene herangezogen werden, um den notwendigen absoluten Hub des Freiformwerkzeugs z_{fts} zu begrenzen. Für die vorliegende Transformation wird der quadratische Mittelwert (rms) der Abweichung als Zielkriterium für die Bestimmung des Kippwinkels α verwendet, um den Best-Fit-Winkel α_{BF} der Transformation über die Freiformfläche auszubalancieren. Die notwendigen Grundlagen der Rotation sind in [Abschnitt 4.3.3](#) erläutert. Durch Anwendung der [Formel 4.18](#) mit dem Drehvektor $\vec{t}_{Rotation} = (1 \ 0 \ 0)$ auf diskrete Punkte der Fläche, kann die numerische Minimierung vorgenommen werden.

Die transformierte Freiformfläche wird in einen rotationssymmetrischen und einen Freiformanteil zerlegt. Sofern eine redundante Kinematik im Herstellungsprozess eingesetzt wird, werden die linearen Achsen zur Bearbeitung der Rotationssymmetrie angesteuert. Die zusätzliche FTS Achse erzeugt die Freiformkomponente der Geometrie. Der notwendige Hub der Freiformachse wird durch diese Zerlegung minimiert.

In vielen Fällen ist der Ansatz einer Best-Fit-Sphäre ausreichend, um den Freiformanteil von der Gesamtgeometrie zu trennen. Nur wenn der Freiformanteil größer als das Limit des möglichen Verfahrbereichs ist, wird der Ansatz einer zentrierten rotationssymmetrischen Best-Fit-Asphäre nach [Formel 4.1](#) sinnvoll. Die Separierung des rotationssymmetrischen Anteils von der Freiformfläche basiert auf der numerischen Minimierung des quadratischen Mittelwertes (rms) der Abweichung. Diese in DIN ISO 14999-4 definierte Größe kann für die Optimierung anhand diskreter Werte in einem annähernd homogenen Gitter mit den kartesischen Koordinaten x und y als Variablen durch [Formel 4.20](#) abgeschätzt werden.

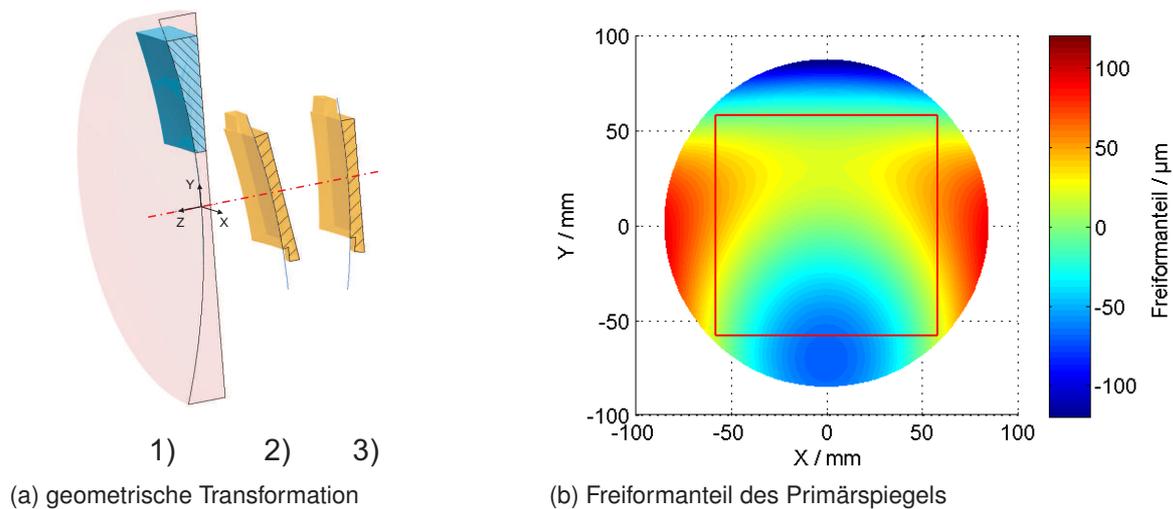


Bild 4-14: Geometrische Transformation zur Überführung einer rotationssymmetrischen Off-Axis-Asphäre in einen axialen Freiformspiegel

$$rms(f) = \sqrt{\frac{\int_x \int_y [z(x, y)]^2 dx dy}{\int_x \int_y dx dy}} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n z_i(x, y)^2} \quad (4.20)$$

Der Freiformanteil des berandeten, transformierten Primärspiegels mit einem Bearbeitungsdurchmesser von 170 mm ist in [Bild 4-14b](#) dargestellt. Die Transformation der Off-Axis-Asphäre des Spiegels M1 mit den in [Tabelle A.2](#) gegebenen Parametern der Asphäre, einem Off-Axis-Abstand von $y_D = 116,1914$ mm, einer rechteckigen Apertur von $116 \text{ mm} \times 116 \text{ mm}$ führt nach einer Kippung um den Winkel $\alpha_{BF} = 10,4^\circ$ um die Rx-Achse und der Subtraktion der Best-Fit-Sphäre mit einem Radius von $R_{BF} = 652,8325$ mm zu einem Freiformhub von $\Delta z = 120 \mu\text{m}$. Die rechteckige CA des Spiegels ist in [Bild 4-14b](#) hervorgehoben.

Für die Freiformbearbeitung durch UP-Drehverfahren ist eine Geometriebeschreibung des Vollkreises in Polarkoordinaten $z_{fts} = f(\varphi, r)$ notwendig. Daher wird der Bereich außerhalb der rechteckigen Apertur des Spiegels extrapoliert. Sofern die Freiformgeometrie eine Extrapolation der optischen Funktionsfläche zulässt, ist diese Methode für eine C2-stetige Berandung vorzuziehen.

4.4.3 Optomechanischer Aufbau

Die Zuordnung eines vom optischen Bezugssystem verschiedenen Bearbeitungskoordinatensystems erfordert eine vom Stand der Technik abweichende Strategie zur Integration. Die zur vorteilhaften Bearbeitung durchgeführte mathematische Transformation muss durch die Verkörperung, Anordnung und Orientierung der Bezugselemente der mechanischen Schnittstelle rücktransformiert werden. Dabei sind nach [Tabelle 2-1](#) sechs funktionsrelevante Freiheitsgrade einer Freiformfläche zu beachten. Die Rücktransformation beinhaltet die Verkippung des Spiegels um die Rx-Achse sowie die Verschiebung entlang der y-Achse.

Die mechanische Transformation und die Bindung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade werden durch die Ausführung der Koppelstellen festgelegt. Die Verkippung wird durch eine plane,

verkippte mechanische Wirkfläche als Montagebezug realisiert. Diese Fläche wird entweder am Spiegelkörper oder am Wirkpartner der Struktur vorgesehen. Vorteile hinsichtlich der Unabhängigkeit der Freiheitsgrade ergeben sich, wenn die schiefe Ebene am Spiegel ist. Die axiale Position des Spiegels ist invariant von der radialen Verschiebung im optischen Koordinatensystem.

Bild 4-15 zeigt das mechanische Design des Freiformspiegels. Die Rücktransformation basiert auf einer gekippten Bezugsebene, um die funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Verschiebung entlang der optischen Achse z' sowie die Kippungen um die senkrechten Achsen x' und y' festzulegen. Diese gekippte Bezugsebene wird von drei diamantbearbeiteten Wirkflächen mit hohem Maßlichen Bezug zum optischen Koordinatensystem aufgespannt. Wie auch die Bezugselemente zur Metrologie sind diese Bezüge nicht rotationssymmetrisch zur Drehachse der Freiformbearbeitung.

Das Zentrum des Spiegels wird durch einen Bezugszylinder in Teilen der Mantelfläche repräsentiert. Der Zylinder wird durch eine klassische UP-Bearbeitung rotationssymmetrisch zur Drehachse hergestellt. Vier zusätzliche Planflächen außerhalb der CA des Spiegels sind Hilfsmittel zur messtechnischen Überprüfung der Lage und der Orientierung des Primärspiegels im Montagerahmen.

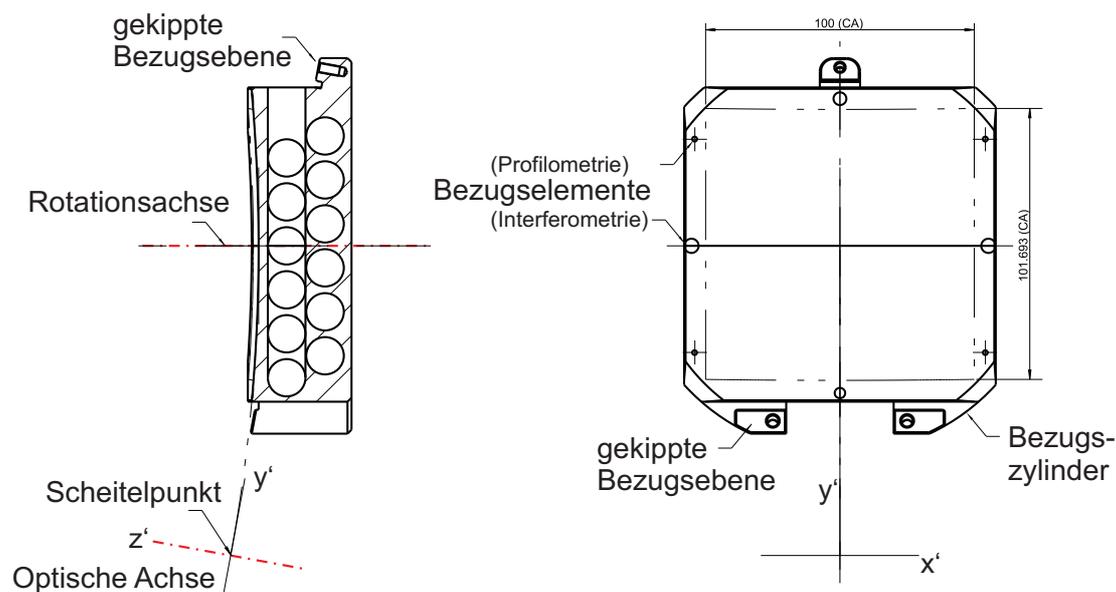


Bild 4-15: Mechanisches Design des freigeformten Primärspiegels mit Bezugssystemen für die Metrologie und die Montage. Das Bezugssystem für die Montage ist entsprechend der Orientierung des optischen Koordinatensystems gekippt.

Bild 4-16 illustriert die optomechanische Ausführung des Freiformmoduls M1/FM. Die ungerichtete Montage des Freiformspiegels (1) in einen Rahmen, der den Faltspiegel (2) trägt, erfolgt ausschließlich anhand äußerer Merkmale. Die gekippte Bezugsebene des Primärspiegels wird mit Montagebrücken (3) an einer planen Bezugsebene des Spiegelmoduls befestigt. An die ebenen Wirkflächen der Montagebrücken sind entsprechende Anforderungen an die Formabweichung zu stellen. Die Brücken können durch Materialfreimachungen kinematisch

entkoppelt werden, obwohl eine Entkopplung aufgrund der UP-bearbeiteten Bezugsflächen der Montage nicht notwendig ist.

Die radiale Zentrierung wird über die Wirkpaarung der Zylinderfläche gegen zwei Referenzkugeln (4) erzielt. Da der Außendurchmesser der Zylinderfläche des Freiformspiegels nicht toleriert ist, werden Parallelendmaße verwendet, um den Off-Axis-Abstand definiert einzustellen. Die Konfektionierung der Parallelendmaße richtet sich nach dem gemessenen Durchmesser und der Position der Referenzkugeln des Spiegelmoduls. Die konischen Sitze der Referenzkugeln werden in einem gemeinsamen Prozessschritt mit dem Faltspiegel und den Bezugsflächen zur Montage des Primärspiegels (5) hergestellt. Ebenso wird die Schnittstelle zur Integration des Montagerahmens in die Struktur gefertigt. Da alle Elemente in einem Maschinenkoordinatensystem am Spiegelmodul hergestellt werden, sind die zu erwartenden Abweichungen im Bereich $< 1 \mu\text{m}$. Die zusätzliche Planfläche (6) außerhalb der CA erlaubt, gemeinsam mit der Achse des UP-bearbeiteten Außenzylinders des Primärspiegels, eine messtechnische Beurteilung der Position des Schnittpunktes dieser Elemente in Bezug zu den Schnittstellen der Systemmontage. Der verbleibende Freiheitsgrad, also die Drehung des Spiegels um die

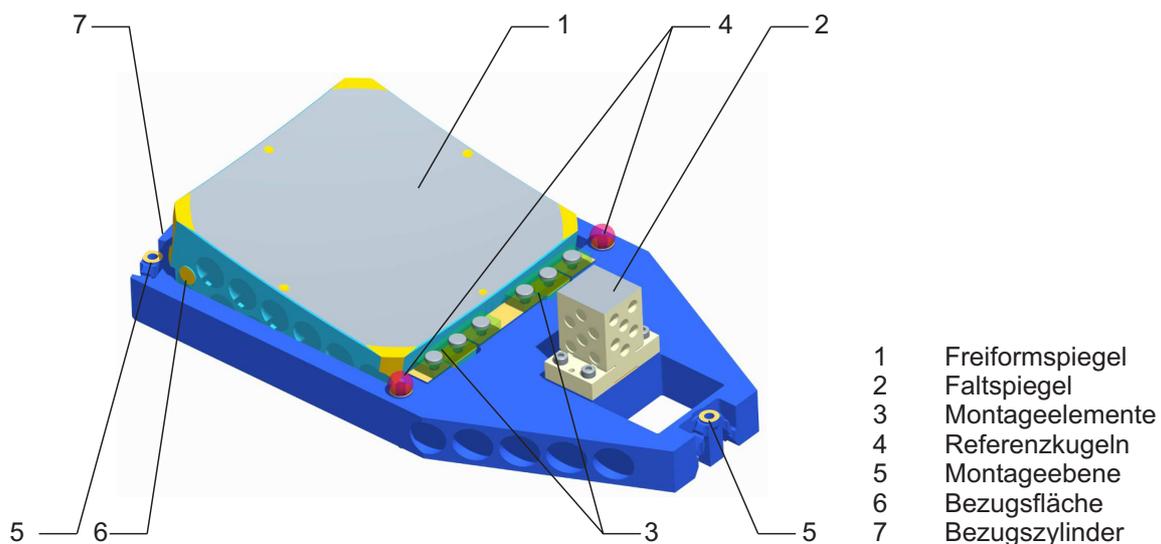


Bild 4-16: Mechanisches Design des Freiformspiegelmoduls zur ungerichteten Montage in die Teleskopstruktur

Rotationsachse der Freiformbearbeitung, ist mittels einer Planfläche am Primärspiegel, die mittelbar über Endmaße gegen einen Anschlagstift geschoben wird, gebunden (vgl. [Bild 4-16](#) (6)). Die Planfläche wird im Prozess der UP-Bearbeitung des Freiformspiegels hergestellt. Entsprechend dem Stand der Technik wird der Montagerahmen auf der Bearbeitungsvorrichtung an der Bohrung des Passstiftes ausgerichtet, um den Fehler zu minimieren. Der Freiheitsgrad der Rotation um die Drehachse des Freiformspiegels ist nicht in der Toleranzrechnung in [Abschnitt 4.2.1](#) beachtet. Weicht die Orientierung von der Vorgabe ab, so sind die Auswirkungen äquivalent zu einer Verschiebung entlang der funktionsrelevanten Freiheitsgrade in T_x und T_y . Die Fehlerfortpflanzung ist aufgrund des kleinen Sinuswertes kleiner Winkel entsprechend gering.

Die Integration des Spiegelmoduls in die Teleskopstruktur erfolgt analog zu [Abschnitt 4.3.4](#). Es werden die bestehenden Komponenten der Struktur sowie das Spiegelmodul M2/M3 verwendet. Teile der Mantelfläche des Hilfsrahmens (7) in [Bild 4-16](#) sowie die Auflageflächen zur Systemintegration (6) sind mikrospanend bearbeitet. Die Anzahl der Schnittstellen im Teleskop ist auf drei reduziert. Die Schnittstellen sind unter Beachtung der von PAHL UND BEITZ [PAH93] dargestellten Prinzipien fertigungs-, mess-, und montagegerecht gestaltet. Die Zuordnung der Position und Lage erfolgt anhand einfacher geometrischer Strukturen und ist eindeutig, da eine kinematische Überbestimmung vermieden wird. Zusätzlich ist für den Montageschritt des Primärspiegels in den Montagerahmen die metrologische Überprüfung der Position gegeben.

Faltspiegel, Primärspiegel und Tragstruktur sind aus einem Rapid Solidification Alloy (RSA) EN AW-6061-T6 hergestellt, um den Anforderungen an eine geringe Mikrorauheit und Athermalität zu entsprechen. Der Primärspiegel wiegt 612 g und ist um 50,8 % gegenüber dem Vollkörper gewichtsreduziert. Das Material wird nach dem Ansatz von RISSE ET AL. [RIS06] aus der neutralen Faser entfernt. Diese trägt im Gegensatz zu den Deckflächen nur wenig zur Steifigkeit bei. Die minimale Wandstärke zwischen optischer Funktionsfläche und Leichtgewichtsstruktur ist 3 mm.

4.4.4 Bezugssysteme für die Interferometrie

Zur Erzielung der Gütekriterien der optischen Abbildung sind hohe Anforderungen an die Oberflächenformabweichung des Primärspiegels gestellt. Der in [Abschnitt 4.3.2](#) erläuterte Korrekturzyklus wird, ausgehend vom Stand der Technik für 2D-Profilkorrekturen, in einem neuen, flächenhaften 3D-Ansatz auf die Freiformfläche angewandt. Die Möglichkeit der Korrektur nicht-rotationssymmetrischer Fehler ermöglicht somit nach SCHEIDING ET AL. [SCH11a] eine Verbesserung der optischen Güte des Spiegels.

Ein zentraler Prozessschritt des Korrekturzyklus ist die Erfassung der Form des Spiegels mit einer Genauigkeit im Nanometerbereich, bei einem erwarteten Formfehler im Submikrometerbereich. Die Formfassung erfolgt mit hochauflösenden taktilen Messgeräten, die die Oberfläche scannend abrastern [YOS87] oder durch Interferometrie, indem die reflektiven Eigenschaften der Oberfläche genutzt werden [MAL07]. Die Vorteile der interferometrischen Messung sind aus der Messauflösung und Messgenauigkeit, der Messgeschwindigkeit, der Rückwirkungsfreiheit sowie einer homogenen Ortsauflösung abzuleiten. Insbesondere temporäre Driften der Messbedingungen während einer langwierigen taktilen scannenden 3D-Messung beeinflussen den Messfehler. Dem gegenüber steht eine hohe Anzahl an stochastisch verteilten Messfehlern, eine starke Messwertstreuung und die unzureichende Ortsauflösung bei einer Erhöhung der Messgeschwindigkeit. Aufgrund der Nachteile der scannenden taktilen Metrologie ist die flächenhafte interferometrische Erfassung der Oberflächenformabweichung für eine Freiformbearbeitung zu bevorzugen.

Interferometrische Messung von Asphären und Freiformflächen

Die interferometrische Prüfung von Planflächen, Sphären, Parabolspiegeln und Ellipsoiden ist eingeführter Stand der Technik [MAL07]. Asphären können ohne weitere Hilfsmittel charakterisiert werden, wenn die Krümmungsabweichung von der Sphäre gering ist. Sofern der asphärische Hub im Bereich einiger 100 μm ist und die Krümmung und Geometrie des optischen Elementes dies zulässt, kann der Messbereich zur Asphärenprüfung erweitert werden. Nach GARBUSI ET AL. [GAR08] kann die Tilted Wave Interferometry (TWI) oder nach GREIVENKAMP [GRE87] die Sub-Nyquist Interferometrie für die erweiterte Asphärenprüfung eingesetzt werden. Subaperture-Stiching-Verfahren werden zur Metrologie von On-Axis-Asphären mit kreisrunder Apertur angewandt. Dabei wird nach KÜCHEL [KUE10] ein sphärisches Messnormal entlang der zentrierten Achse der Fizeau-Kavität gescannt oder nach MURPHY ET AL. [MUR10] eine Variable Optical Null (VON) als Kompensator bei der Messung von Subaperturen eingesetzt. Das Fehlerbild in der CA wird abschließend durch einen Fitting-Algorithmus zusammengesetzt.

Geringe Diskrepanzen von den genannten Standardelementen, wie z. B. die Abweichung von der On-Axis-Geometrie, eine rechteckige Apertur oder ein Freiformanteil, erfordern den Einsatz von reflektiven, refraktiven oder diffraktiven Kompensationsoptiken oder Kombinationen dieser (hybride Null-Optiken) in klassischen Interferometer-Aufbauten [TIZ01]. Nullkompensatoren sind optische Elemente oder Systeme, die die einfallende Wellenfront derart modifizieren, dass diese der Prüffläche angepasst ist. Somit haben die Kompensatoren die Funktion eines Messnormals, gegen das die Formabweichung der Oberfläche gemessen wird. Dementsprechend sind hohe Anforderungen an die Kompensatoren und den Prüfaufbau gestellt.

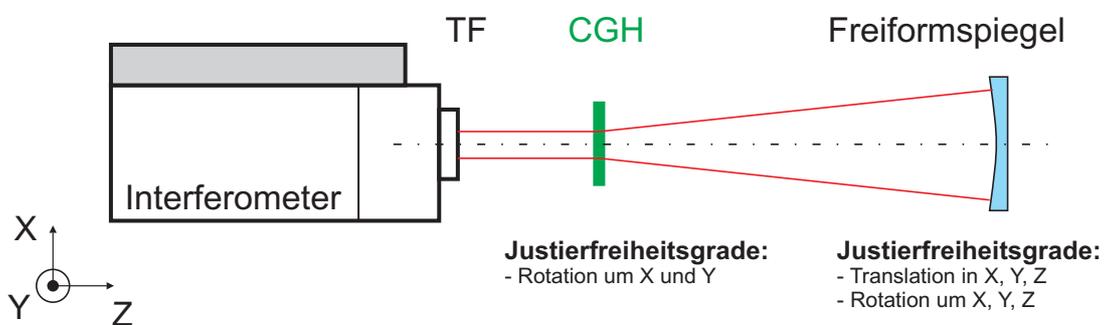


Bild 4-17: Schematisches Interferometersetup zur Optikprüfung eines Freiformspiegels mit einem Computer Generiertes Hologramm (CGH)

Ein diffraktiver Nullkompensator, ein sogenanntes CGH, ist gebräuchlich für die interferometrische Vermessung von asphärischen Elementen. Die binäre Struktur des CGHs modifiziert die Beleuchtungswellenfront derart, dass die Wellenvektoren senkrecht zur Prüfoberfläche stehen. Bild 4-17 illustriert ein typisches Interferometersetup auf Basis der Wellenfrontkompensation mit einem CGH. Die von der Transmission Flat (TF) ausgehende plane Wellenfront wird durch das CGH in Transmission entsprechend der Oberflächenform modifiziert. Die Wellenfront wird von der Prüfoberfläche reflektiert und propagiert erneut durch das CGH. Die Wellenfront des Test-Armes wird mit dem von der TF reflektierten Planwelle in Interferenz gebracht und ausgewertet. Der vorgestellte Aufbau wird zur Charakterisierung des Freiform-Primärspiegels eingesetzt. Für die Ausrichtung des CGHs zur einfallenden planen Wellenfront

sind die funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Rotation um die R_x -Achse und die R_y -Achse zu beachten. Der Freiformspiegel ist in allen sechs funktionsrelevanten Freiheitsgraden zum CGH zu positionieren. Im Prüfaufbau sind acht funktionsrelevante Freiheitsgrade für eine sichere Charakterisierung der Prüffläche zu beachten.

Ausrichtung der optischen Elemente im Testarm

Entsprechend PRUSS ET AL. [PRU04], REICHELT [REI04], KÜCHEL [KUE09] und RUCKS UND PISTELOK [RUC12] führen bereits geringste Abweichungen der Position und Orientierung der optischen Elemente im Strahlengang zu einer optischen Weglängenänderung im System und folglich zu Aberrationen der Wellenfront, ohne Korrelation zur tatsächlichen Oberflächenformabweichung. Reale Fehler der Oberfläche können durch das Ausrichten der Elemente im Prüfaufbau teilweise kompensiert werden. Ein Radiusfehler führt beispielsweise optisch zu einer Defokussierung der Wellenfront und kann durch eine Translation des Spiegels in T_z kompensiert werden. Eine Absolutmessung von Asphären ist interferometrisch daher nur mit erhöhtem Aufwand unter Zuhilfenahme von hochauflösenden linearen Wegmesssystemen möglich. REICHELT [REI04] und OTTSTEIN UND ASFOUR [OA12] beschreiben den Einfluss einer Verschiebung senkrecht zur optischen Achse (T_x , T_y), die durch eine Verkippung (R_y , R_x) teilweise kompensiert wird. Für zentrierte Rundoptiken ist die Aberration Koma ein Indikator zur Unterscheidung dieser funktionsrelevanten Freiheitsgrade. Für Off-Axis-Ausschnitte von Asphären, rechteckige Aperturen und Freiformflächen sind keine Güteindikatoren für die eindeutige Positionierung der Elemente aus den Messergebnissen abzuleiten. Eine einfache und effiziente Strategie zur Ausrichtung der optischen Elemente im Prüfaufbau ist notwendig für die interferometrische Prüfung von Freiformflächen.

Zur Ausrichtung des Freiformelementes wird eine Nullpasse des Streifenbildes durch eine manuelle Justierung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade angestrebt. Aufgrund der genannten Nachteile schlagen ZEHNDER ET AL. [ZEH06] und BURGE ET AL. [BUR07] projizierte Messmarken als Bezugselemente zur Ausrichtung der Prüffläche vor. Auf einem Multiplex-CGH sind innerhalb der vom Interferometer beleuchteten Apertur Hilfshologramme strukturiert, die in der Bildebene verschiedene geometrische Figuren durch Beugung erzeugen. So können insbesondere für Großspiegel Linien, Punkte, Punktmuster oder Kreuzmarken projiziert werden, die entweder von Kameras oder auf Mattscheiben abgebildet werden und die Position des Spiegels vorgeben. Diese Bezugsmarken zeigen eine laterale Positionsgenauigkeit von weniger als $500\ \mu\text{m}$, sind allerdings in der axialen Richtung (z) durch die Unbestimmtheit des Fokuspunktes nicht ausreichend definiert [BUR07].

KIM ET AL. [KIM04] beschreiben die Verwendung eines segmentierten Multiplex-CGH zur Positionierung des diffraktiven Nullkompensators relativ zur sphärischen Wellenfront des Interferometers. Durch einen binären Fresnel-Zonen-Spiegel auf demselben Kieselglassubstrat außerhalb der Fläche des Prüf-CGHs wird die einfallende Wellenfront in sich reflektiert. Die interferometrische Ausrichtung des Spiegels erfolgt nur in axialer Richtung durch segmentierte Hilfshologramme, die einen Fokuspunkt erzeugen. Sofern dieser Fokus exakt auf der reflektiven Oberfläche des Spiegels liegt, kann in der sogenannten „Katzenaugenposition“ ein eindeutiges, gerades Streifenmuster im Interferogramm beschrieben werden. Die verbleibenden fünf Freiheitsgrade werden von KIM ET AL. nicht diskutiert.

Ausrichtung des CGHs

Die Ausrichtung des CGHs zur einfallenden Wellenfront in den Freiheitsgraden der Rotation um R_x und R_y wird wie im Stand der Technik mit einem Retroreflektor auf dem Mask-Blank realisiert (vgl. Bild 4-18a). Außerhalb des diffraktiven Nullkompensators der Prüffläche ist ein Hilfshologramm strukturiert, das die einfallende Wellenfront in sich reflektiert. An der TF interferiert die reflektierte Welle mit dem Referenzstrahl. Das CGH wird in zwei Freiheitsgraden geneigt bis eine Nullpasse im Bereich des Retro-Gitters auf dem Interferogramm sichtbar ist. Die Retroreflexion wird im Fall einer ebenen Wellenfront durch ein lineares Gitter erzielt, wobei das Gitter entsprechend einer Littrow-Konfiguration ausgelegt ist. Eine Ausrichtung des diffraktiven Nullkompensators zu einer sphärischen Wellenfront wird mittels Fresnel-Zonen-Strukturen realisiert. Das CGH wird gegenüber der Beleuchtungswellenfront in der ersten Beugungsordnung eingesetzt, um den Rückreflex des Substrates auszukoppeln. Diese Technik ist eingeführt [REI04; KIM04].

Ausrichtung des Freiformspiegels nach Bezugselementen

Zur Bindung aller sechs Freiheitsgrade des Spiegels sind nach SCHEIDING ET AL. [SCH13] an der Peripherie des Kompensations-CGHs zusätzliche Hilfshologramme angeordnet, die mit Bezügen des Freiformspiegels interferometrisch wechselwirken. Bild 4-18a zeigt das Layout des CGHs zur interferometrischen Prüfung des Freiformspiegels. Die vier Hilfshologramme transformieren Teile der ebenen Wellenfront in konvergente, sphärische Wellen, die von sphärischen Bezugselementen außerhalb der CA des Primärspiegels reflektiert werden. Die Wellen werden in Interferenz gebracht, sofern der Krümmungsmittelpunkt des sphärischen Bezugselementes mit dem Fokuspunkt der konvergenten Welle des Hilfshologramms zusammenfällt. Der Strahlengang ist schematisch in Bild 4-18b dargestellt.

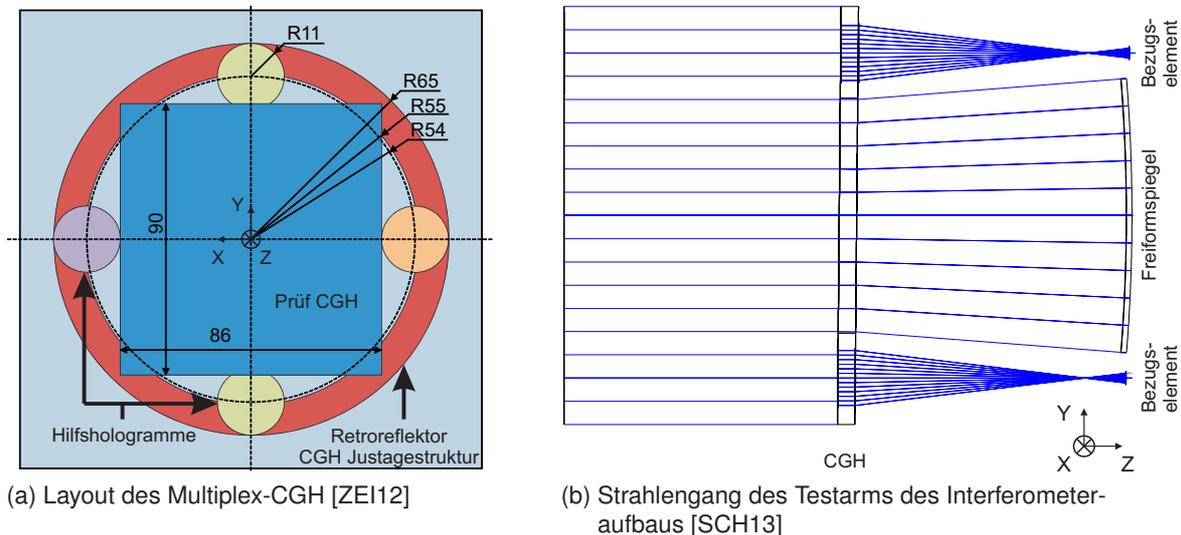


Bild 4-18: Prinzip zur interferometrischen Ausrichtung des Testarms

Vier Hilfshologramme auf dem CGH und vier entsprechende Bezüge am Spiegel, mit exakter Position und präzisiertem Radius auf dem Spiegel, binden alle Neigungen (die Kippungen um R_x und R_y sowie die Rotation um R_z) als auch die Verschiebung (T_x und T_y sowie entlang der optischen Achse T_z). Durch die geeignete Auswahl des Krümmungsradius der Wellenfront

werden der Abstand und auch die Sensitivität der Justierung festgelegt. Die Krümmungsradien der Bezugsэлеmente müssen klein im Vergleich zum Krümmungsradius der Testoberfläche sein. Das CGH und der Spiegel sind auf einen Krümmungsradius von 15 mm ausgelegt, wobei der Abstand zwischen dem Koordinatenursprung der Freiformfläche und der Beugungsoptik 100 mm ist. Die Bezugssphären des Spiegels sind auf einem Teilkreis mit einem Durchmesser von 108 mm angeordnet (vgl. Bild 4-15). Die Hilfshologramme haben einen Durchmesser von 22 mm auf dem CGH. Die Referenzsphären werden in einem Durchmesser d von ca. 3,8 mm ausgeleuchtet.

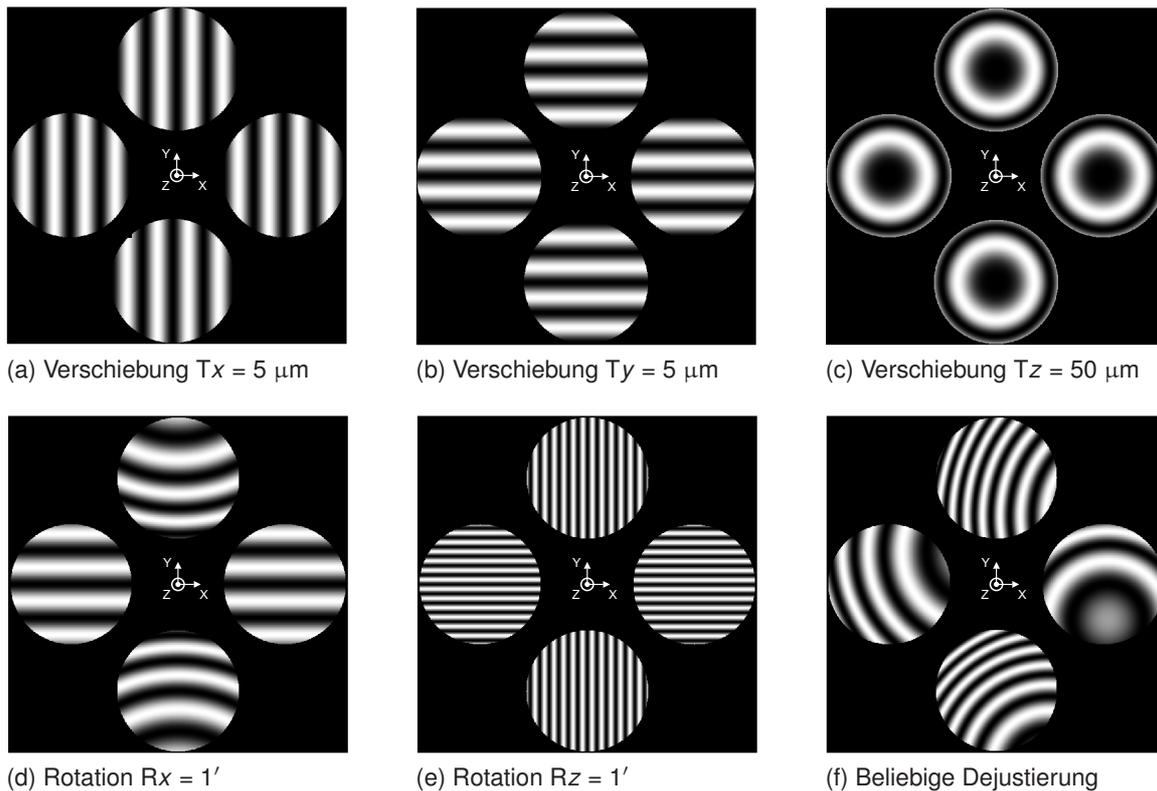


Bild 4-19: Optiks Simulation der Interferogramme aller Bezugsэлеmente für definierte Verschiebungen und Verkippungen

Die Simulation der Interferenzmuster aller Bezugsэлеmente für definierte Verschiebungen und Verkippungen wird mit der Optikdesign Software *ZEMAX* der *Radiant Zemax LLC* durchgeführt. Die in Bild 4-19 gegenübergestellten Ergebnisse belegen die Eindeutigkeit und Unterscheidbarkeit verschiedener Dejustierzustände. Eine Verschiebung senkrecht zur optischen Achse in T_x oder in T_y hat ein in allen Bezugsinterferogrammen gleiches lineares Streifenbild zur Folge (vgl. Bild 4-19a und Bild 4-19b). Eine Verschiebung in T_z führt zu einer Defokussierung (vgl. Bild 4-19c). Eine Verschiebung in T_y wird von einer Rotation um R_x unterschieden, da die Elemente der Rotation, die nicht auf der Drehachse liegen einen Defokussierungsanteil beinhalten. So ist in Bild 4-19d im Vergleich zu Bild 4-19b in den Referenzelementen $+y$ und $-y$ eine Krümmung des Streifenbildes enthalten. Die Rotation um die R_z -Achse der Freiformfläche ist gleichzusetzen mit einer jeweils unterschiedlichen Verschiebung der Bezugsэлеmente relativ zu den Hologrammflächen. Die optische Wirkung ist ein Streifenmuster in den Interferogrammen, wobei die Orientierung in x und y voneinander abweichen (vgl. Bild 4-19e).

Die Sensitivität der Elemente ist aus den Darstellungen ableitbar. Bereits kleine Verschiebungen im einstelligen μm -Bereich führen zu einem deutlichen Streifenbild. Eine Verschiebung um $5 \mu\text{m}$ hat ein Interferogramm mit 5 Streifen zur Folge. Die Translation T_z ist weniger sensitiv. Die Ausbildung eines Ringes ist bei einer Verschiebung um $20 \mu\text{m}$ deutlich. Dennoch kann über die Krümmung der Streifen eines verschobenen Zustandes die Defokussierung mit einer Genauigkeit $< 1 \mu\text{m}$ eingestellt werden. Bereits kleinste Rotationen um R_x oder R_y führen zu einer Dejustierung der Referenzelemente. Bild 4-19d zeigt die Interferogramme für eine Rotation von $1'$ um die R_x -Achse. Deutlich ist die Genauigkeit des Prinzips im Winkelminutenbereich ablesbar. Sensitiver ist der Freiheitsgrad der Rotation um R_z , wie Bild 4-19e belegt. Auf eine Drehung von $3''$ um R_z folgt ein Streifen.

Obwohl die Auswirkung einer Dejustierung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade unterschiedliche Streifenmuster der Interferogramme hervorruft, sind diese Auswirkungen nicht unabhängig voneinander. Die Fehlerbilder der Dejustierung sind in den Bezugsinterferogrammen überlagert. Bild 4-19f zeigt einen Zustand mit den Verschiebung $T_x = -2 \mu\text{m}$, $T_y = 2 \mu\text{m}$, $T_z = -30 \mu\text{m}$ und den Rotationen $R_x = 5''$, $R_y = 30''$, $R_z = 15''$. Eine Trennung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade ist aus dieser Darstellung nicht eindeutig und unmittelbar möglich. Daher ist die manuelle Justierung eines Freiformspiegels nach Bezugselementen ein iterativer Prozess, bei dem sowohl die Größe als auch die Richtung der Veränderung des Streifenbildes aller Referenzen zu beachten ist.

Entscheidend für die eindeutige und reproduzierbare Ausrichtung des Spiegels im Interferometeraufbau sind die Genauigkeit der Bezugselemente in der Peripherie des Spiegels sowie die Vermeidung von Abbildungsfehlern durch das CGH. Die in Bild 4-15 außerhalb der CA des Primärspiegels erzeugten sphärischen Bezugsflächen werden in einem gemeinsamen Maschinenaufbau mit der Freiformfläche strukturiert. Die Anforderungen an die Referenzelemente sind eine exakte Lagezuordnung im Bereich $< 1 \mu\text{m}$ sowie ein präzise Krümmungsradien.

Die Auslegung der binären Struktur des diffraktiven Nullkompensators erfolgt mit der Designsoftware *ZEMAX* der *Radiant Zemax LLC*. Das optischen Design zeigt über die freie Apertur des Spiegel in doppeltem Durchgang einen Fehler von $0,25 \text{ nm}$ (rms). Alle Segmente des Multiplex-CGH werden in einem gemeinsamen lithografischen Prozess in das Kieselglassubstrat strukturiert. Durch die Genauigkeit der Elektronenstrahlolithographie und der anschließenden reaktiven Ionenätzprozesse werden die Lagezuordnung und optische Funktion der Hilfshologramme zur Ausrichtung des Spiegels sichergestellt.

Eine geringe Wellenfrontabweichung des Mask-Blank in Transmission ist Voraussetzung für den Rückschluss auf die Oberflächenformabweichung des Spiegels im optischen System, bestehend aus CGH, Testoptik und Interferometer. Für die Untersuchungen wird ein CGH-Substrat mit einem Fehler von $\Delta_{PV} = 70 \text{ nm}$; $\Delta_{rms} = 9 \text{ nm}$ im Prüfbereich ($86 \text{ mm} \times 90 \text{ mm}$) verwendet. Diese Qualität wird durch eine ionenstrahlbasierte Korrekturbearbeitung des Mask-Blanks erzielt. Alternativ kann die Korrektur der Ebenheit und der Wellenfront auch mittels MRF erfolgen [SCH13].

Fazit: Spiegelmodule mit Freiformflächen

Eine Freiformfläche wird in Teleskopen verwendet, um Leistungsmerkmale hinsichtlich einer bestimmten optischen Funktion zu erzielen oder um nicht-rotationssymmetrische Fehler eines Off-Axis-Spiegels zu korrigieren. Die Überführung einer Off-Axis-Geometrie in das Drehzentrum ist eine geometrische Transformation – bestehend aus einer linearen Verschiebung und einer Rotation um eine Koordinatenachse. Die Zerlegung der Freiformgeometrie in einen rotationssymmetrischen Anteil und einen Freiformanteil erlaubt die Herstellung des Freiformspiegels mit eingeführten UP-Bearbeitungsprozessen. Die Einpassalgorithmen zur Ermittlung angepasster Winkel und Geometrien basieren auf numerischen Minimierungsmethoden, wobei als Zielkriterium die rms-Abweichung von einem idealen geometrischen Element verwendet wird. Die mathematische Transformation wird für eine ungerichtete Montage des optischen Elementes in die Teleskopstruktur aufgehoben. Dazu werden die Bezugselemente für die Integration des Spiegels in eine Montagestruktur vorgesehen, die im optischen Koordinatensystem die mechanische Rücktransformation ermöglichen. Entsprechend den Gestaltungsrichtlinien aus dem Stand der Technik werden die Anzahl der Schnittstellen reduziert sowie einfache und eindeutige Bezugselemente verwendet. Eine ungerichtete Montage ist dann möglich, wenn die Präzision durch Verfahren der UP-Bearbeitung in einem Prozessschritt erzielt wird.

Der Korrekturzyklus zur Minimierung systematischer Fehler in der Oberflächenformabweichung der Freiformfläche basiert vorzugsweise auf einer interferometrischen Messung der Oberflächenformabweichung mit einem CGH als Nullkompensator. Um die Position des optischen Elementes zum Spiegelkörper und zu Bezügen für die Montage exakt herzustellen, werden Bezugsflächen für die Metrologie erzeugt. Hilfshologramme in der Peripherie des diffraktiven Nullkompensators erzeugen sphärische Wellen, die von konkaven, sphärischen Bezugselementen des Spiegels reflektiert werden. Vier Hilfshologramme ermöglichen die Zuordnung von Fehlerbildern zu Ausrichtungsfehlern der Testoberfläche. Eine Positionierung des Freiformspiegels gegenüber dem Kompensations-CGH mit einer Genauigkeit $< 1 \mu\text{m}$ respektive weniger Winkelsekunden ist möglich. Dieses Prinzip zur Ausrichtung der Elemente ermöglicht die ausschließlich optische Erfassung von Radiusfehlern und Verkippungen der Prüffläche gegenüber den Bezugselementen und somit die Absolutprüfung von Asphären und Freiformflächen. Vergleichbare Ergebnisse können nur mit hohem gerätetechnischem Aufwand unter Verwendung einer hochauflösenden linearen Positioniereinheit erzielt werden.

Aufgrund UP-bearbeiteter oder in der Position rückführbarer Bezugselemente an der Struktur des Teleskops ist eine ungerichtete Montage der Spiegelmodule mit einer Freiformfläche möglich. Somit trägt die optomechanische Ausführung von Spiegelmodulen mit einer Freiformfläche, bei Verwendung eindeutiger und rückführbarer Bezüge, signifikant zur Reduzierung oder der Vermeidung eines gesteigerten Montageaufwandes von IR-Spiegelteleskopen bei.

4.5 Herstellung nicht-rotationssymmetrischer Bezugssysteme

4.5.1 Integration eines Fräsprozesses

Die Herstellung von nicht-rotationssymmetrischen Bezugselementen an Metallspiegeln basiert auf einer Erweiterung der UP-Bearbeitungstechnologie. Die Gestaltungsfreiheit hinsichtlich der Positionierung und der Geometrie wird durch einen zweiten Bearbeitungsprozess ermöglicht. Neben der *Drehbearbeitung* von optischen Flächen wird ein *Fräsprozess* zur Strukturierung von Bezugselementen für die Metrologie und Montage in das Maschinensystem integriert. Unter anderen belegen UHLMANN ET AL. [UHL04; UHL05] und KILGUS ET AL. [KIL04] kinematische Lösungen zum Einsatz von Hochfrequenzspindeln in 5-Achs-UP-Bearbeitungsmaschinen und deren Anwendung. Die Integration einer hochdrehenden Frässpindel in UP-Drehmaschinen, mit dem expliziten Schwerpunkt der Berücksichtigung der Maschinenkinematik einer 3-Achs Drehmaschine mit zwei linearen und einer polaren Achse und deren Programmierung wurde erstmalig von SCHEIDING ET AL. [SCH09] publiziert. Die Verwendung des Ansatzes zur Erzeugung von Bezugsflächen zur Vereinfachung der Teleskopmontage wird von SCHEIDING ET AL. [SCH10; SCH13] diskutiert.

Die steife und langzeitstabile konstruktive Gestaltung des Fräsmoduls und die exakte Kenntnis der Lagezuordnung des Dreh- und Fräswerkzeuges zur Hauptspindel sind Anforderungen an den Zusatzprozess. Aufgrund der für einen Fräsprozess nicht üblichen Maschinenkinematik ist für die Herstellung der Bezugselemente eine angepasste NC-Programmierung vorzunehmen. Die Eignung des Fräsverfahrens zur Herstellung von Bezugselementen für die Form- und Lagebestimmung mittels Profilometrie und Interferometrie wird untersucht und bewertet.

Zur Bearbeitung nicht-rotationssymmetrischer Bezugselemente ist eine feste Lagebeziehung der Frässpindel zur Drehachse in der Maschine notwendig. Ein monokristalliner Diamant-Radiusfräser mit nur einer Schneidkante wird als Werkzeug verwendet. Die Vorteile der Fräsbearbeitung mit monokristallinem Diamant-Einschneider ergeben sich aus den geringen Schnittkräften, der hohen Konturgenauigkeit, dem geringen Verschleiß und der hohen Oberflächengüte der gefrästen Geometrie.

Eine einfache und schnelle Rüstung der Maschine ist möglich, da die hochdrehende Zusatzspindel keine zusätzliche Soft- und Hardware zur Steuerung voraussetzt. Sowohl die Antriebsturbine als auch die Luftlager der Frässpindel werden direkt aus der Druckluftversorgung der UP-Drehmaschine gespeist. Ein weiterer Vorteil der Verwendung einer pneumatisch getriebenen Spindel ist die Vermeidung von Abwärme im Bearbeitungsraum. Den Untersuchungen liegt die Spindel der Firma *Westwind* mit der Bezeichnung 1090 – 01 zugrunde. Die Spindel ermöglicht die Steuerung der Drehzahl n bis zu $n_{max} = 60000$ /min in Abhängigkeit des Speisedruckes der Turbine. Aufgrund des generischen Charakters der Arbeit ist der Ansatz auf beliebige andere hochdrehende Spindeln übertragbar [SCH11e].

Die Frässpindel wird, wie [Bild 4-20a](#) zeigt, modular neben dem Drehwerkzeug auf dem Werkzeugschlitten der UPM aufgebaut. Die relative Lage beider Fertigungsmodule ist durch das Rüsten festgelegt und wird während der Bearbeitung nicht verändert. Sofern erweiterte Arbeitsraumanforderungen aufgrund der Abmaße der Werkstücke bestehen, werden die Fer-

tigungsmodulen auf einer b -Achse aufgebaut und können wie ein Werkzeugrevolver in den Bearbeitungsraum geschwenkt werden [SCH10]. Aufgrund der spezifizierten Genauigkeit der b -Achse, mit einem Positionierfehler $\leq 2''$, einer Winkelauflösung des Messsystems von $0,02''$ und einem Rundlauffehler ≤ 100 nm [MOO10], sind die Positionsabweichungen in Abhängigkeit vom axialen Abstand des Fräswerkzeuges bei der Herstellung der Bezugssysteme zu beachten. Diese Variante des Aufbaus ist in Bild 4-20b dargestellt.

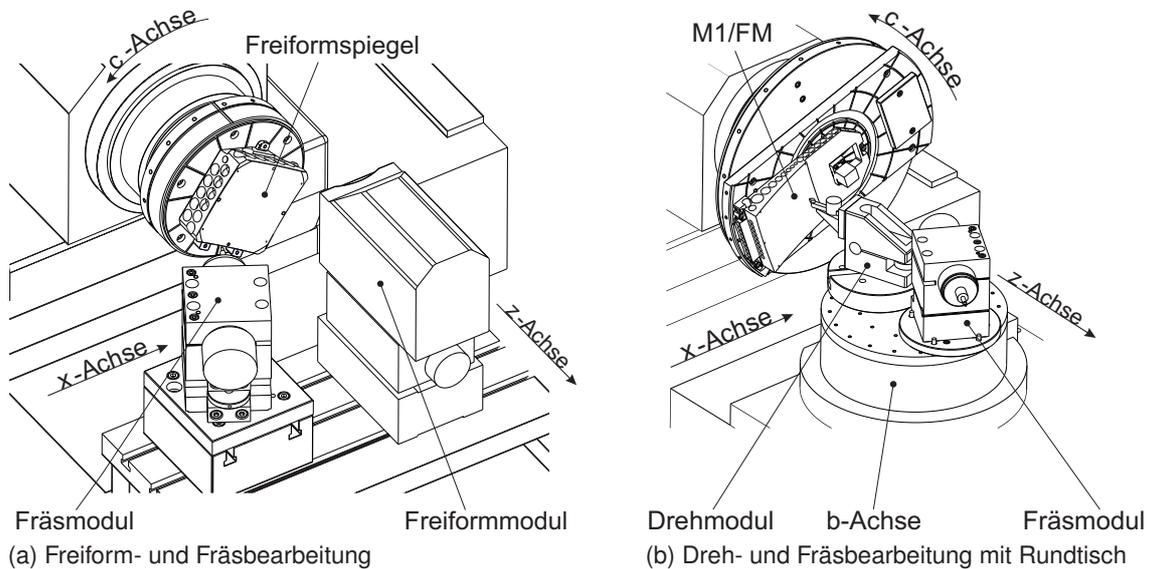


Bild 4-20: Integration eines Fräsmoduls in eine UP-Drehmaschine

Die Maschinenkinematik eingeführter und kommerziell verfügbarer UP-Drehmaschinen basiert auf zwei orthogonal angeordneten linearen Achsen x und z sowie der Hauptspindel, die im bahngesteuerten Betrieb als c -Achse bezeichnet wird. Die Spindelachse der hochdrehenden Zusatzspindel kann parallel zur c -Achse aufgebaut werden. Da die Schnittbewegung durch die Rotation des Werkzeugs um die Spindelachse erzielt wird, ist die Schnittgeschwindigkeit im Zentrum des Fräswerkzeugs gleich Null. Bei der Verwendung von monokristallinen Diamantwerkzeugen kann das Drücken des Werkstoffes zu Schneidkantenausbrüchen am Werkzeug führen. Defekte in einer Bearbeitungsspur können entstehen, wenn der Diamant nicht zur Spindelachse ausgerichtet ist. Um diese Einschränkungen zu vermeiden, wird die Spindel horizontal um 30° in der xz -Ebene zur c -Achse geneigt.

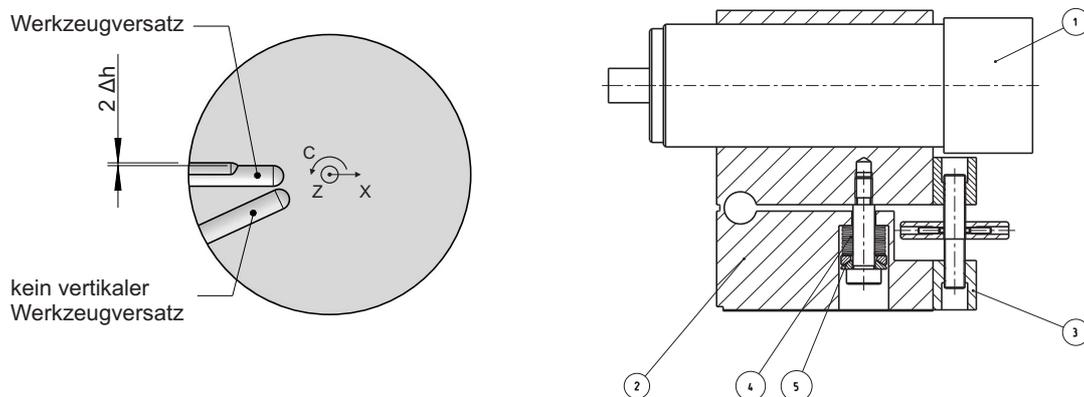
Die Bearbeitungswerkzeuge werden beim Rüsten der Maschine zur Achse der Hauptspindel ausgerichtet. Die Einstellung der relativen Lage des Werkzeuges normal zur xz -Ebene erfolgt mechanisch durch eine Höhenverstellung des Werkzeugs. Das Fluchten des Radiusmittelpunktes in der xz -Ebene wird softwareseitig durch eine Nullpunktverschiebung des Maschinenkoordinatenursprungs erzielt. Die Einrichtungprozedur für Drehwerkzeuge ist eingeführter Stand der Technik [GER89; RHO01].

Das Einrichten eines Fräswerkzeugs weicht aufgrund der unterschiedlichen Prozesskinematik von der des Drehwerkzeuges ab. Im Gegensatz zum Drehen wird beim Fräsen die Schnittbewegung durch das rotierende Werkzeug erzielt. Eine Unterscheidung zwischen einer Werkzeugfehlstellung entlang der x -Achse (horizontales Drehzentrum) oder normal zur xz -Ebene

(vertikales Drehzentrum) ist aufgrund des gleichen Fehlerbildes mit konventionellen Einrichtungsgeometrien nicht möglich. Die Ausrichtung des Werkzeugmittelpunktes zur c -Achse wird daher mittels Einrichtungsgeometrien für die Fräsbearbeitung erzielt [PAE09]. Analog zum Drehprozess ist das Rüsten in Teilabschnitte gegliedert, die nacheinander durchgeführt werden. Diese Teilschritte sind:

1. Fluchten des Werkzeuges zur c -Achse in vertikaler Richtung,
2. Fluchten des Werkzeuges zur c -Achse in horizontaler Richtung,
3. Einstellen des Werkzeugradius,
4. Bestimmen des Werkzeugversatzes zwischen Dreh- und Fräswerkzeug entlang der z -Achse.

Die Ausrichtung des Werkzeuges in vertikaler Richtung erfolgt durch eine Umschlagprüfung. Dazu wird mit dem Radiusfräser eine radiale Spur bei ruhender c - und z -Achse in ein Probeteil gefräst. Anschließend wird das Werkstück auf der Rotationsachse um 180° gedreht und nur ein Teil der Spur erneut bearbeitet. Das Schnittbild ist schematisch in [Bild 4-21a](#) illustriert. Der vertikale Versatz der Spuren entspricht der doppelten Fehlstellung des Werkzeuges zur c -Achse Δh . Die lichtmikroskopische Auswertung erlaubt eine schnelle und exakte Bestimmung des Spurversatzes bis zu einer Größe von < 300 nm. Somit besteht eine Unsicherheit in der vertikalen Abweichung des Fräswerkzeuges von der c -Achse der Bearbeitungsmaschine im Bereich von < 150 nm.



(a) Probegeometrie zum vertikalen Ausrichten

(b) Schnittdarstellung des Fräsmoduls mit Festkörpergelenk, Vorspanneinheit und Differentialsteller

Bild 4-21: Vertikale Einstellung des Fräswerkzeugs

Die Justierung des Fräswerkzeugs relativ zur c -Achse erfolgt mittels einer mechanischen Verstellung der vertikalen Position, da in der Maschinenkonfiguration keine y -Achse vorgesehen ist. Die Justierung soll über einen Bereich von $500 \mu\text{m}$ möglich sein und gleichzeitig steif und langzeitstabil ausgeführt werden. Der in [Bild 4-21b](#) dargestellte Spindelblock (2) ermöglicht die Feinjustierung der vertikalen Position mittels einer Kippbewegung der Werkzeugspindel über ein steifes Festkörpergelenk. Durch eine Verdrehung des Differentialstellers (3) mit einer Steigungsdifferenz der Gewinde von $87,5 \mu\text{m}$ wird das Werkzeug in der Bearbeitungsspindel (1) um den Drehpunkt im Festkörpergelenk gekippt. Durch die Hebelverhältnisse entsteht

ein Untersetzungsverhältnis von 2 : 1, sodass eine Umdrehung des Differenzialstellers eine vertikale Verschiebung von 43,75 μm an der Werkzeugaufnahme zur Folge hat. Der Differenzialsteller ermöglicht aufgrund der räumlichen Verhältnisse zwölf Umdrehungen, sodass ein Einstellbereich von 525 μm mit einer Submikrometer-Feinstellung möglich ist.

Ein Umkehrspiel des Differenzialstellers wird durch die zusätzliche Vorspannung durch ein Federpaket vermieden. Die Steifigkeit des Spindelspanners ist durch die Federkraft erhöht. Die 14 in Reihe geschalteten Tellerfedern bilden bei einem Federweg von $5 \pm 0,250$ mm eine Vorspannkraft entsprechend der nahezu linearen Kennlinie des Federpaketes von 675 ± 25 N aus. In diesem Fall übersteigt die Vorspannkraft die Prozesskraft nach OBERSCHMIDT [OBE10] um mindestens drei Größenordnungen. Die Rotationsbewegung wird gegenüber der Zylinderschraube mittels einer Kugelscheibe in einer Kegelpfanne entkoppelt.

Die horizontale Position des Radiusfräsers entlang der x -Achse wird durch die Nullpunktposition in der Werkzeugtabelle festgelegt. Der Versatz zum Koordinatenursprung wird anhand von sphärischen Probegeometrien analysiert. Die Form der Einrichtungsgeometrien gleicht den Bezugselementen für die profilometrischen Messung. Nach einer Vorpositionierung werden drei konkave sphärische Elemente unter einem Winkelversatz von 120° auf einem gemeinsamen Teilkreisradius (z. B. 30 mm) gefräst. Die Position wird mit einem 3D-Profilometer vermessen. Nach Ausrichtung der Scheitelpunkte entsprechend der in [Abschnitt 4.3.3](#) beschriebenen Verfahren in der xy -Ebene wird der Werkzeugversatz aus der Differenz des gemessenen Teilkreisradius und des Sollradius bestimmt und in der Werkzeugtabelle korrigiert. Die Kontrolle bestätigt den Einrichtungszustand des Werkzeugs mit einer reproduzierbaren Abweichung der horizontalen Position von < 200 nm.

Der Konturradius des Fräswerkzeugs wird anhand einer konkaven, sphärischen, außeraxialen Probegeometrie bestimmt und eingerichtet. Dazu wird ein sphärisches Bezugselement mit definiertem Radius (z. B. 1,5 mm) gefräst und die Kontur mit einem Profilometer charakterisiert. Aus dem Vergleich des Best-Fit-Radius der Messkontur mit dem Designradius wird der Fehler des Werkzeugradius bestimmt. Abschließend wird der z -Versatz des Drehwerkzeugs zum Fräswerkzeug durch das Charakterisieren der Tiefe eines konkaven, sphärischen Bezugselementes bestimmt.

Die Einrichtung der Werkzeugposition durch eine unabhängige Einstellung der Freiheitsgrade ermöglicht die Positionierung des Fräswerkzeuges in der UPM mit einer Unsicherheit < 500 nm im R^3 . Limitierend sind die Messprozesse zur Erfassung des vertikalen und horizontalen Fehlers. Die Justierung der Werkzeugposition ist in dieser Genauigkeit zielführend.

4.5.2 Programmierung der c -Achsen-Bearbeitung

Die Programmierung und Herstellung nicht-rotationssymmetrischer Oberflächen in UP-Drehmaschinen durch Verfahren der Freiformbearbeitung (STS, FTS und Fly-Cutting) sind Stand der Technik. Eingeführte Softwarelösungen ermöglichen die Werkzeugradiuskorrektur und Ableitung des NC-Programmes nach der mathematischen Beschreibung der Fläche oder einem Geometrieimport.

Für die Mikrofräsbearbeitung nicht-rotationssymmetrischer Bezugsflächen auf UP-Drehmaschinen sind diese CAM-Tools nicht geeignet, da entweder die Mikrofräsbearbeitung nicht

implementiert ist oder nur einfache Regelgeometrien mit axialer Nähe programmiert werden können. Die Spezialisierung kommerzieller Programme ist die NC-Programmierung der optischen Oberfläche, weniger die der Bezugsflächen.

Auch die Maschinenkinematik eines xzc -Zylinderkoordinatensystems wird von eingeführten CAM-Lösungen nicht unterstützt. Die direkte mathematische Ableitung des Maschinenprogrammes der Bezugselemente ist notwendig, um die Gestaltungsfreiheit der Form und der Position unter hohen Anforderungen an die Genauigkeit zu erzielen. BRINKSMEIER ET AL. [BRI08] belegen die Limitierungen konventioneller Programme zur Programmierung von UP-Bearbeitungsmaschinen hinsichtlich der Genauigkeit und betonen die Notwendigkeit zur direkten mathematischen Ableitung des Schnittpfades unter Vermeidung zusätzlicher Software-schnittstellen. Darüber hinaus bietet die NC-Programmierung anhand der mathematischen Beschreibung die Möglichkeit der Formkorrektur entsprechend des in [Abschnitt 4.3.2](#) vorgestellten Zyklus.

Korrektur des Werkzeugradius

Die Herleitung der Programmierung kann universell auf alle in der Arbeit beschriebenen Bezugsgeometrien angewendet werden. Basis ist die parametrische Beschreibung der zu fertigenden Geometrie durch einen Ortsvektor r , der eine einfache analytische Richtungs-differenzierbarkeit aufweist:

$$\vec{r} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z(x, y) \end{pmatrix} . \quad (4.21)$$

Da die Maschinensteuerung auf der Beschreibung einer Trajektorie aus den Zentrums-punkten des sphärischen Fräswerkzeugs basiert, ist eine dreidimensionale Werkzeugradiuskorrektur der Fläche zur Beschreibung eines Schnittpfades notwendig. Allgemein setzt sich der Vektor vom Koordinatenursprung zum Zentrum des Werkzeugs r_{cl} aus der Summe des Ortsvektors zur Oberfläche r und dem Korrekturvektor zusammen. Dieser Korrekturvektor wird ausgehend von der Geometrie durch die Bestimmung des normierten Normalenvektors der Oberfläche in Stützstellen und einer Multiplikation mit dem Werkzeugradius r_ϵ berechnet:

$$\vec{r}_{cl} = \begin{pmatrix} x_{cl} \\ y_{cl} \\ z_{cl} \end{pmatrix} = \vec{r} + r_\epsilon \cdot \frac{\vec{n}}{|\vec{n}|} . \quad (4.22)$$

Der Normalenvektor \vec{n} der Bezugsfläche kann durch das Kreuzprodukt der Tangentenvektoren ermittelt werden. Die Tangentenfelder sind durch die Richtungsableitungen $\frac{\partial z}{\partial x}$ und $\frac{\partial z}{\partial y}$ gegeben. Durch ein Ausmultiplizieren des Kreuzproduktes ist die Ermittlung des Normalenvektors vereinfacht:

$$\vec{n} = \left(\frac{\partial \vec{r}}{\partial x} \times \frac{\partial \vec{r}}{\partial y} \right) = \begin{pmatrix} -\frac{\partial z}{\partial x} \\ -\frac{\partial z}{\partial y} \\ 1 \end{pmatrix} . \quad (4.23)$$

Beschreibung der Bahnkurve

Die Trajektorie des Werkzeugs kann in Abhängigkeit von der Form des zu bearbeitenden Funk-

tionsabsatzes gewählt werden. Für rechteckige Absätze ist ein mäanderförmiges Rastern der Flächen vorteilhaft, während kreisrunde Geometrien mit einer spiralförmigen Werkzeugbahn bearbeitet werden. Die Programmierung einer spiralförmigen Werkzeugbahn einer asphärischen, außeraxialen Geometrie wird beispielhaft gezeigt. Die mathematische Beschreibung erfolgt vorerst ohne Koordinatenverschiebung des Ortsvektors \vec{r} , da die Positionierung der Geometrie zur Vereinfachung im Anschluss an die Radiuskorrektur vorgenommen werden kann. Die Oberfläche wird analytisch durch den Ortsvektor der Fläche beschrieben.

$$\vec{r} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ \frac{x^2+y^2}{R \left(1 + \sqrt{1 - (1+\kappa) \frac{x^2+y^2}{R^2}} \right)} + \sum_{i=1}^N A_{2i} (x^2 + y^2)^i \end{pmatrix} \quad (4.24)$$

Die Substitution der Laufvariablen durch:

$$\begin{aligned} x &= a \cdot t \cdot \cos(2\pi \cdot n \cdot t) \\ y &= a \cdot t \cdot \sin(2\pi \cdot n \cdot t) \end{aligned} \quad (4.25)$$

überführt den Ortsvektor \vec{r} der Flächenbeschreibung in die parametrische Beschreibung einer Raumkurve, die eine Archimedesspirale in der xy -Ebene in die asphärische Fläche projiziert. Der Scheitelpunkt der asphärischen Spirale ist im Koordinatenursprung. Die dimensionslose Laufvariable t hat einen Definitionsbereich von $0 \leq t \leq 1$. Die Konstante n gibt die Anzahl der Windungen an und wird aus dem Quotienten des Radius des Bearbeitungskreises und dem Abstand der Windungen (d.h. Vorschub pro Umdrehung) bestimmt. Die Konstante a skaliert die Spirale und entspricht dem Radius des Bearbeitungskreises. Bild 4-22 illustriert die Bahnkurve in der asphärischen Fläche.

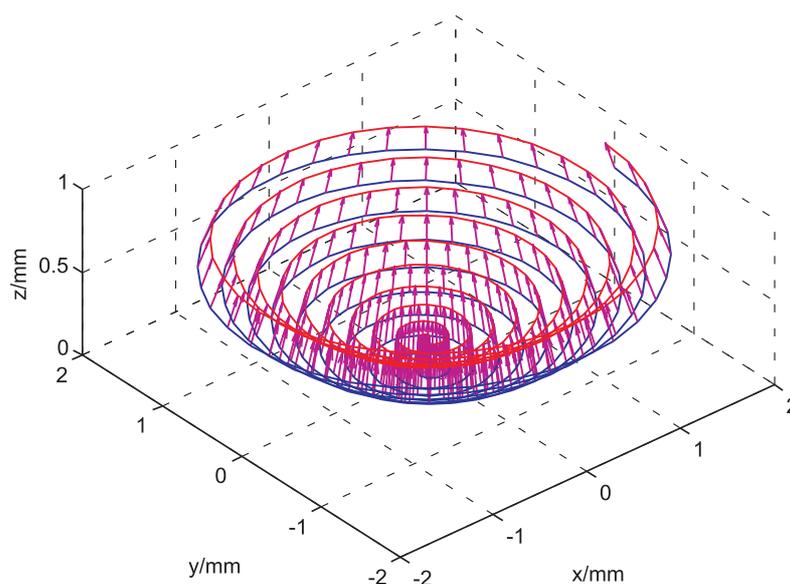


Bild 4-22: Trajektorie und Werkzeugradiuskompensation für das Fräsen eines Bezugs-elementes auf einer UP-Drehmaschine [SCH09]

Die Anwendung der Formel 4.22 nach Bestimmung der partiellen Ableitungen $\frac{\partial z}{\partial x}$ und $\frac{\partial z}{\partial y}$ ermöglicht die Werkzeugradiuskorrektur der asphärischen Fläche im R^3 . Beispielhaft sind die Normalenvektoren zur Ermittlung von diskreten Stützstellen in Bild 4-22 dargestellt. Der analytisch bestimmte Werkzeugpfad kann beliebig verschoben oder vervielfältigt werden. Die Verschiebung wird durch Addition eines kartesischen Verschiebungsvektors realisiert:

$$\vec{r}_{cl0} = \vec{r}_{cl} + \vec{v} \quad \vec{v} = \begin{pmatrix} x_0 \\ y_0 \\ z_0 \end{pmatrix} . \quad (4.26)$$

Die Bahn des Werkzeugmittelpunktes wird mittels einer Polarkoordinatentransformation nach BRONSTEIN ET AL. [BRO08] aus kartesischen in Zylinderkoordinaten umgewandelt:

$$x_{cl} = \sqrt{x^2 + y^2} \quad z_{cl} = z \quad c_{cl} = \begin{cases} \arctan \frac{x}{y} & \text{für } x < 0 \\ \arctan \frac{y}{x} & \text{für } x > 0 \\ \frac{\pi}{2} & \text{für } x = 0 \text{ und } y > 0 \\ -\frac{\pi}{2} & \text{für } x = 0 \text{ und } y < 0 \\ \text{unbestimmt} & \text{für } x = y = 0 \end{cases} . \quad (4.27)$$

Die diskrete Beschreibung des Schnittpfades in den Maschinenkoordinaten x_{cl} , z_{cl} , c_{cl} auf der Basis der mathematischen Beschreibung ermöglicht die Programmierung der Bezugsgeometrie ohne Verluste durch Schnittstellen oder numerische Rundungen. Eine Modifizierung des beschriebenen Ansatzes zur Programmierung einer Sphäre oder einer Planfläche ist durch die Wahl entsprechender Parameter möglich. Eine Sphäre mit dem Radius R_0 wird beschrieben, indem die konische Konstante κ sowie die Asphärenkoeffizienten A_{2i} auf Null gesetzt werden. Die Programmierung einer Planfläche, deren Flächennormale die c -Achse ist, wird durch $A_{2i} = 0$ und $R \rightarrow \infty$ erzielt. Der generische Ansatz der Werkzeugradiuskorrektur kann auf beliebige, partiell nach x und y stetig differenzierbare Flächen angewandt werden.

Die Bewegung der Achsen ist durch das Maschinenprogramm und die Maschinenkinematik festgelegt. Das Spiralfräsen außersphärischer Bezugselemente wird durch eine synchronisierte oszillierende Bewegung der x -Achse und der c -Achse beschrieben. Die Translation der z -Achse ist kontinuierlich und erfolgt entsprechend des werkzeugradiuskorrigierten Profils der Sphäre.

Berechnung der Vorschubgeschwindigkeit

Zur Lesbarkeit des Maschinenprogramms durch die Steuerung wird der xzc -Code um Prolog und Epilog erweitert. Die Steuerungen der verwendeten UP-Bearbeitungsmaschinen basieren auf dem in DIN 66025 definierten Programmaufbau für numerisch gesteuerte Arbeitsmaschinen [DIN66025]. Die Bahnsteuerung des Schnittpfades basiert nicht auf der Norm definierten Interpolationsarten (Geradeninterpolation **G01**, Kreisinterpolation **G02** bzw. **G03** und Parabelinterpolation **G06**).

Für die Interpolation der Stützstellen durch die Precitech-UPx-CNC-Steuerung liegt das Wort **G05** als Wegbedingung der Bahnsteuerung zugrunde [AME08]. Diese „Position-Velocity-Time“-

Spline-Interpolation berücksichtigt neben den Stützstellen auch die Geschwindigkeitsvektoren. Dabei verläuft die Trajektorie exakt durch die Stützstelle des Programmpfades. Die Vorschubgeschwindigkeit und der Weg zwischen den Stützstellen wird von der Steuerung interpoliert.

Der Steuerungssatz der Nanotech® 450UPL beinhaltet das Wort **G01.2**, das eine Wegsteuerung gemäß der „*Position-Velocity-Time*“-Methode einleitet sowie eine reine Spline-Interpolation, die durch **G01.1** aufgerufen wird [MOO08]. Die verwendete G01.1 Wegsteuerung basiert auf der kubischen Spline-Interpolation zwischen drei Punkten, wobei in den Stützstellen die Beschleunigung konstant bleibt. Somit ist die Wegsteuerung in den Übergängen *C2* stetig. Die Position-, Zeit- und Beschleunigungssteuerung resultiert in einer ruckfreien Verfahrbewegung der Maschinenachsen.

Der Vorschub wird in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit oder der Beschleunigung von der Maschinensteuerung korrigiert. Die Vorgabe der Bahngeschwindigkeit im Bearbeitungsprogramm wird durch die zeitreziproke Vorschub-Verschlüsselung **G93** erzielt. Aus der Kurvenlänge c der Segmente der Trajektorie zwischen den Stützstellen wird bei einer gegebenen Geschwindigkeit v die Zeit T zur Bearbeitung des Bearbeitungssatzes errechnet.

$$T = \frac{c}{v} \quad (4.28)$$

Um bei spiralförmigen Bahnkurven hohe Beschleunigungen der Achsen im Zentrum der Bezugselemente zu vermeiden, wird der Vorschub in Abhängigkeit von der radialen Position begrenzt.

4.5.3 Bezugssysteme für die Profilometrie

Gemäß [Abschnitt 4.3.3](#) und SCHEIDING ET AL. [SCH10] müssen die Referenzelemente in der Toleranzverkettung des Fertigungs- und Metrologieprozesses die Position und Orientierung der Off-Axis-Asphären eindeutig und vollständig repräsentieren. Zulässige Abweichungen sind aus der Toleranzrechnung des optischen Designs ableitbar. Die messtechnische Erfassung der Bezugs-elemente und die Oberflächenform der optischen Elemente des Spiegelmoduls werden mit einem „Ultrahigh Accurate 3D-Profilometer“ (UA3P-5) der *Panasonic Corp.* realisiert. Die Messkraft der Diamant-Messspitze mit einem Radius von $2\ \mu\text{m}$ wird durch ein Autofokusprinzip auf $0,3\ \text{mN}$ geregelt. Die Positionserfassung der x - und y -Achse, mit einem Messbereich von $200\ \text{mm} \times 200\ \text{mm}$ ist interferometrisch realisiert. Die Längenmessabweichung der Achsen ist nach Herstellerangaben $< 100\ \text{nm}$ mit einer Wiederholgenauigkeit $< 50\ \text{nm}$ [TAK04]. Die Messgenauigkeit der Profilmessung wird hauptsächlich von der Form der eingesetzten Messspitze limitiert. TSUTSUMI ET AL. [TSU05] belegen für Anstiegswinkel bis 30° eine Messgenauigkeit von $10\ \text{nm}$ bis $50\ \text{nm}$ bei Verwendung eines Rubintasters. Die Abweichung eines Diamanttasters von der sphärischen Form ist $< 100\ \text{nm}$. Aufgrund der Affinität des Rubins zu Aluminium und somit möglichen Materialablagerungen auf dem Messtaster werden für die Untersuchungen ausschließlich Diamanttaster verwendet.

Sowohl die Qualität des einzelnen Bezugs-elementes als auch die des Systems bestimmen die Abweichung des ermittelten Koordinatensystems von der Soll-Position. Eine empirische Untersuchung der Fehler aus dem Einzelelement und von Systemen diversifiziert die Beiträge zum Gesamtfehler.

Charakterisierung des Bezugs-elementes

Die Messmethode zur Bestimmung des Bezugspunktes eines Bezugs-elementes basiert auf der „Centering“-Prozedur der Messmaschine. Gemäß MATSUSHITA ELECTRIC INDUSTRIAL CO., LTD [MAT05] liegt dem Programmteil die deterministische Suche des Scheitelpunktes einer rotationssymmetrischen Geometrie zugrunde. Im Fall einer Sphäre wird der Minimalpunkt der Pfeilhöhe z als Scheitel angenommen. Die Formabweichung und auch die Rauheit haben Einfluss auf die zufälligen und systematischen Fehler eines Bezugspunktes. Die Beurteilung dieser Qualitätskriterien ist Bestandteil der Fehlerabschätzung. [Bild 4-23](#) zeigt die durch Profilometrie ermittelte Oberflächenformabweichung sowie die Mikrorauheit des Zentrums eines Bezugs-elementes. Der Formfehler zeigt eine Abweichung von der Designgeometrie von $\Delta_{rms} = 250\ \text{nm}$; $\Delta_{PV} = 1,64\ \mu\text{m}$ über die gesamte Apertur mit einem Durchmesser d von $1,4\ \text{mm}$. Da der Best-Fit-Radius nur $1,5\ \mu\text{m}$ von der Vorgabe abweicht, ist ein sphärischer Fehler nicht offensichtlich. Die Oberflächenformabweichung wird vom Astigmatismus dominiert, der von einem Trefoil überlagert ist. Die Formabweichung wird durch den mangelnden Rundlauf der Frässpindel und den Zentrierfehler des Schneiddiamanten in der Spindel verursacht. Durch die genannten Fehler ist das Fräsbild des Diamanten keine Sphäre, sondern entspricht einem Torus. Der in [Bild 4-23a](#) gezeigte Formfehler ist nicht kritisch für die Erfassung der Position eines Bezugs-elementes über dessen tiefster Stelle. Im Zentrum sind keine großen Anstiege oder Defekte sichtbar, die ein fehlerhaftes Einmessen des Bezugs-elementes verursachen.

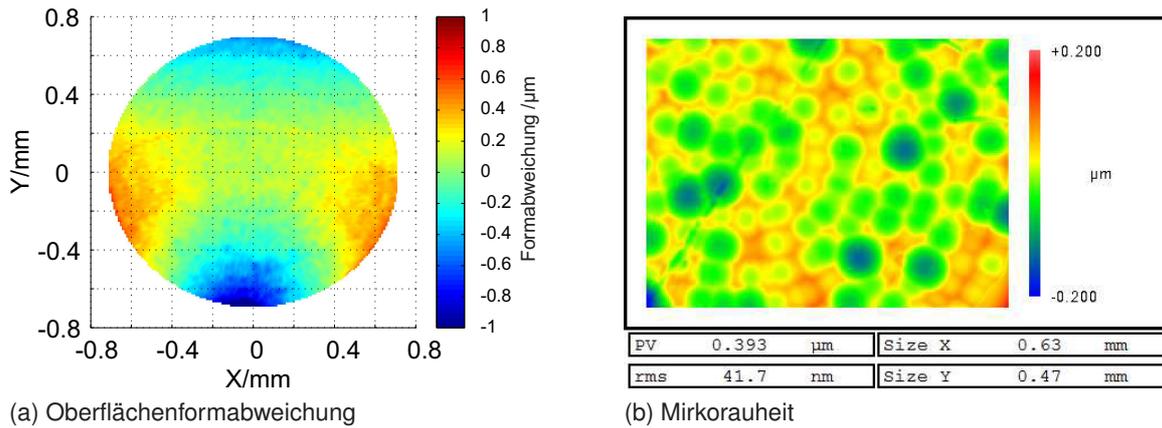


Bild 4-23: Qualität eines durch UP-Fräsen hergestellten Bezugselementes

Die in Bild 4-23b dargestellte Oberflächenfeingestalt wird durch Weißlichtinterferometrie mit einem 10×-Objektiv mit einer Numerischen Apertur (NA) von $NA = 0,3$ bestimmt. Die Oberflächenfeingestalt zeigt die kinematische Rauheit des Spiralfräsens mit den überlagerten Schnittsenken der Werkzeuggeometrie. Die Ursache des vergleichsweise rauen Fräsbildes ist ein axiales Spiel der verwendeten Spindel im Nanometerbereich. Die Rauheit des Bezugselementes hat Einfluss auf die Positionserfassung, da die Tastnadel innerhalb des Profils die tiefste Stelle als Bezugspunkt ermittelt.

Zur Ermittlung der statistischen Streuung der Positionserfassung eines einzelnen Bezugselementes werden Stichproben der Messung desselben Elementes aufgenommen. Der Bestimmung der Standardabweichung liegt die Stichprobenvarianz zugrunde, die aus der Streuung um den arithmetischen Stichprobenmittelwert berechnet wird. Tabelle 4-3 zeigt die Ergebnisse der Reproduzierbarkeitsmessung. Die Ermittlung der statistischen Streuung basiert auf 50 Stichproben.

Tabelle 4-3: Reproduzierbarkeit der Metrologie

	Δx	Δy	Δz
Stichprobenvarianz Element σ_E^2	0,12 μm^2	0,11 μm^2	0,014 μm^2
Standardabweichung Element σ_E	350 nm	338 nm	117 nm

Die Standardabweichung belegt die Grenzen des Messprozesses hinsichtlich der Positionserfassung eines einzelnen Bezugspunktes. Da die Abweichung eine Normalverteilung aufzeigt, kann die Messunsicherheit durch zufällige Fehler abgeleitet werden. 68,3 % der Bezugspositionen zeigt eine Differenz von der wahren Position, die innerhalb eines Intervalls von $\pm\sigma$ um die Stützstellen liegt. 95,5 % der Messpunkte weichen weniger als $\pm 2 \cdot \sigma$ von der arithmetisch gemittelten Position ab. Die Analyse belegt ein größeres Streuintervall in x - und y -Richtung im Vergleich zur z -Koordinate. Daraus abzuleiten ist die Forderung nach einer sphärischen Bezugsgeometrie mit möglichst steilen Anstiegen, um den tiefsten Punkt mit geringer Messunsicherheit zu ermitteln. Dem entgegen steht die Werkzeuggeometrie mit einem Radius des

Fräsdiamanten von $0,5 \text{ mm} \leq r_{\epsilon} \leq 1,0 \text{ mm}$ zur Herstellung des Bezugselementes in adäquater Zeit und Oberflächenrauheit und ergonomische Anforderungen zur manuellen Positionierung des Diamanttasters in dem Bezugselement.

Charakterisierung des Bezugssystems

Die Aufklärung der Toleranzverkettung der Fertigung der Bezugssysteme und der messtechnischen Bestimmung des optischen Koordinatensystems mittels Profilometrie wird anhand einer redundanten Geometrie untersucht. Dazu werden verschiedene Bezugssysteme auf einem gemeinsamen Träger hergestellt und messtechnisch erfasst. Die Abweichungen der ermittelten Koordinatensysteme ermöglichen die Abschätzung systematischer Fehler der Toleranzverkettung der Fertigung und der Metrologie.

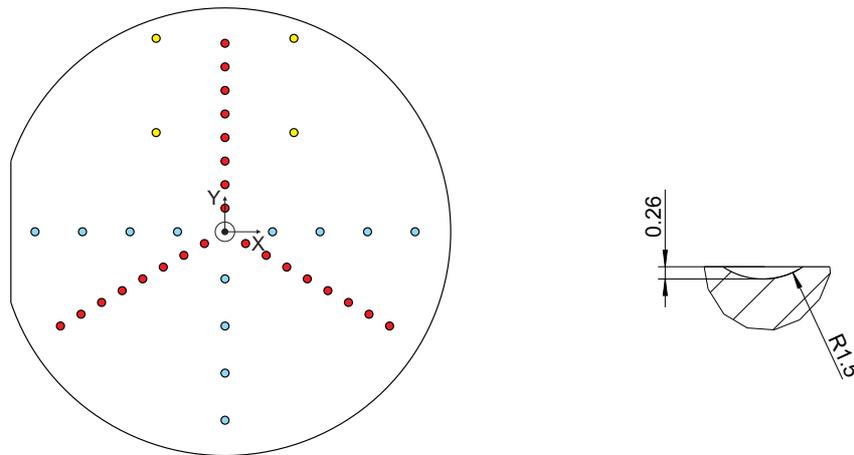


Bild 4-24: Bezugssysteme zur Untersuchung der Prozessqualität

Bild 4-24 zeigt die Anordnung der Bezugssysteme. Die Elemente mit einem Radius von $R = 1,5 \text{ mm}$ werden auf unterschiedlichen Teilkreisdurchmessern und in unterschiedlichen Mustern geschnitten. Acht Bezugssysteme werden auf einem konzentrischen Kreis mit einem Winkelinkrement von 120° strukturiert. Vier Systeme sind nur halbseitig unter einem Winkelversatz von 90° geschnitten. Ein System ist außers axial hergestellt und hat keinen unmittelbaren Bezug zum Koordinatenursprung. Die charakterisierten Systeme werden mittels der Algorithmen aus Abschnitt 4.3.3 ausgerichtet.

Die wiederholte Vermessung desselben Bezugssystems ermöglicht die Abschätzung der zufälligen Streuung der Messmethode zur Bestimmung des Koordinatenursprungs dieses Systems. Die Bezugselemente eines Teilkreises werden dazu mit 50 Stichproben vermessen. Die Varianz σ_{Messen}^2 und die Standardabweichung σ_{Messen} sind unabhängig von der Fertigung nur auf den Messprozess bezogen. Erst die Charakterisierung unterschiedlicher Bezugssysteme führt zur Qualitätsabschätzung des Prozesses zur Herstellung und Erfassung des Bezugssystems. Die Standardabweichung σ_{ges} ist ein Maß für die Genauigkeit der Bestimmung eines optischen Koordinatensystems mittels Bezugselementen für die Profilometrie. In der Größe σ_{ges} sind sowohl zufällige als auch systematische Fehler enthalten. Zu diesen zählen u. a. die Fehlansrichtung der Maschinenachsen, die Linearität der Achsen, Maßstabsfehler sowie Rundlaufabweichungen der c-Achse. Diese Fehler sind zum Teil steuerungsseitig kompensiert.

Eine Aussage über die Leistungsfähigkeit des Fräsprozesses kann aus den Varianzen des verketteten Fräs- und Messprozesses abgeleitet werden. Da die Varianz des Fräsprozesses $\sigma_{Fraesen}^2$ unabhängig von der Varianz des Messprozesses σ_{Messen}^2 ist, gilt:

$$\sigma_{ges}^2 = \sigma_{Fraesen}^2 + \sigma_{Messen}^2 \quad (4.29)$$

Nach empirischer Bestimmung der Varianz des Messprozesses kann bei Kenntnis der Varianz des verketteten Gesamtprozesses die Streuung des Fräsprozesses analytisch abgeschätzt werden. Tabelle 4-4 listet die Stichprobenvarianzen und Standardabweichungen des Fräsprozesses, der Erfassung eines Bezugssystems und der Erfassung verschiedener Systeme mit gleichem Ursprung auf. Durch die Standardabweichung σ_{ges} wird die Streuung der Positionserfassung in der Prozesskette Fertigung-Vermessung deutlich.

Tabelle 4-4: Genauigkeit des Bezugssystems

	Δx	Δy	Δz
$\sigma_{Fraesen}^2$	0,161 μm^2	0,154 μm^2	$3,5 \times 10^{-3} \mu\text{m}^2$
$\sigma_{Fraesen}$	401 nm	392 nm	59 nm
σ_{Messen}^2	0,080 μm^2	0,077 μm^2	$6,1 \times 10^{-3} \mu\text{m}^2$
σ_{Messen}	283 nm	278 nm	78 nm
σ_{ges}^2	0,241 μm^2	0,231 μm^2	$9,6 \times 10^{-3} \mu\text{m}^2$
σ_{ges}	491 nm	481 nm	98 nm

Der überwiegende Anteil der Abweichungen des Bezugssystems von der Soll-Position wird durch den Herstellungsprozess der Bezugselemente verursacht. Nicht nur die zufälligen Fehler, sondern auch systematische Fehler des Maschinenaufbaus gehen in die Varianz der Position gefräster Bezugselemente ein, da unterschiedliche Anordnungen gemeinsam ausgewertet werden.

Fazit: Bezugssysteme für die Profilometrie

Die Genauigkeit Lagezuordnung durch ein Bezugssystem ist mit einer Wahrscheinlichkeit von 95,5 % in den Grenzen $x_m \pm 1 \mu\text{m}$, $y_m \pm 1 \mu\text{m}$, $z_m \pm 200 \text{ nm}$ experimentell belegt. Insbesondere der kritische funktionsrelevante Freiheitsgrad in Richtung der optischen Achse wird durch die Bezugselemente exakt repräsentiert.

Die Qualität des Fräsprozesses zur Herstellung von Bezugssystemen ist analog auf die Herstellung von Bezügen für die Montage übertragbar, da der Maschinenprozess und die Geometrien ähnlich sind. Bezugssysteme, die durch die Integration einer hochdrehenden Frässpindel in eine UP-Drehmaschine und die profilometrische Vermessung der Bezugselemente hergestellt werden, erlauben die eindeutige und vollständige Verkörperung des optischen Koordinatensystems eines Spiegels oder eines Spiegelmoduls.

4.5.4 Bezugssysteme für die Interferometrie

Bezugselemente mit optischer Funktion dienen der einfachen und vollständigen Ausrichtung eines optischen Elementes im interferometrischen Prüfaufbau mit einem CGH. Die methodischen Grundlagen des Interferometeraufbaus und der Ableitung der Bezugsgeometrie sind in [Abschnitt 4.4.4](#) gegeben. Das Bezugssystem wird aus vier Off-Axis-Sphären mit einem Designradius $R = 15$ mm auf einem Teilkreis mit dem Durchmesser $d = 108$ mm gebildet. Die Bezugselemente werden im Testarm zur Ausrichtung des Freiformspiegels genutzt. Die Anordnung und der Krümmungsradius werden aus den räumlichen Bedingungen des Testaufbaus im optischen Design abgeleitet. Grundsätzlich sollte der Krümmungsradius so klein wie möglich sein, um Fehlerquellen in der Fertigung und im Prüfaufbau zu minimieren.

Der maximale Anstiegswinkel der konkaven, sphärischen Bezugselemente mit einem Designradius R von 15 mm ist kleiner als der Freiwinkel des Drehwerkzeugs. Eine drehende Bearbeitung der Bezugsflächen mit einem Freiformansatz scheint vorteilhaft, insbesondere da die optische Fläche ebenfalls frei geformt ist. Die Bezugselemente können als hochfrequente Asymmetrie behandelt werden. Ein geringer Prozessaufwand und eine gute Lagezuordnung wird von der Freiformbearbeitung erwartet, da sowohl die optische Fläche des Spiegels als auch die Bezugselemente mit demselben Werkzeug gedreht werden.

Die interferometrische Erfassung des Bezugssystems stellt hohe Anforderungen an eine geringe Oberflächenformabweichung und Positionsabweichung der Bezugselemente. Eine Fräsbearbeitung ist möglich, da die Bezugselemente für die ungerichtete Montage mit dem Fräsprozess im selben Maschinenaufbau hergestellt werden. Der Fräsprozess zur Herstellung von sphärischen Bezugselementen ist bekannt und in [Abschnitt 4.5](#) beschrieben. Die Qualität der Bezugselemente für die interferometrische Messung aus dem Dreh- und Fräsprozess ist daher vergleichend gegenüberzustellen. Eine Untersuchung der Prozesse hinsichtlich deren Eignung für die Herstellung optischer Bezugssysteme für die Interferometrie wird anhand einer grundlegenden Untersuchung durchgeführt. Dazu werden die Bezugssysteme mit gleicher Geometrie auf einem gemeinsamen Teilkreisdurchmesser hergestellt und charakterisiert.

Freiformbearbeitung von Bezugssystemen für die Interferometrie

Der Freiformbearbeitung liegt eine diskrete Geometriebeschreibung des Vollkreises in Polarkoordinaten $z_{fs} = f(\varphi, r)$ zugrunde. Die Softwareschnittstelle des verwendeten *NFTS 6000* der Firma *Moore Nanotechnology Systems, LLC* basiert auf dem simultanen Einlesen einer mathematischen Beschreibung des Hubs z_{fs} in einer Wertetabelle diskreter Positionen in einem polaren Netz [MOO07]. Funktionswerte zwischen den übergebenen Stützstellen werden nach SCHNEIDER UND LOWE [SCH11f] mit einer bilinearen Interpolation ermittelt. Hochfrequente Off-Axis-Geometrien mit großem radialen Abstand zur Spindelachse erfordern aufgrund der polaren Verteilung der Stützstellen eine sehr hohe Winkelauflösung, um die Freiformgeometrie hinreichend genau zu beschreiben. [Bild 4-25](#) illustriert die Reduzierung der Anzahl der Stützstellen eines Bezugselementes in Abhängigkeit von dem radialen Abstand zum Spindelzentrum. Eine zu geringe Anzahl an Stützstellen einer hochfrequenten Geometrie, wie z. B. einer Off-Axis-Mikrolinse, führt zu einer hohen Formabweichung des Elementes und einer nicht akzeptablen Rauheit [SCH11c].

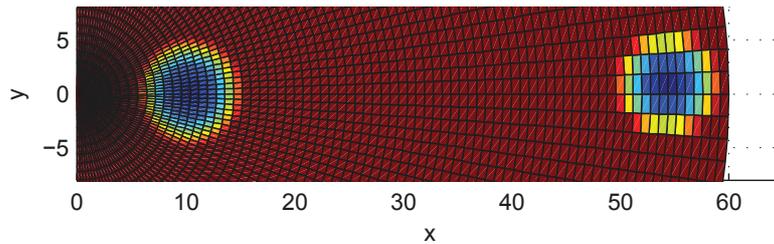


Bild 4-25: Auflösung eines Bezugselementes in Abhängigkeit vom radialen Abstand zur c -Achse bei der FTS-Freiformbearbeitung nach SCHEIDING ET AL. [SCH11c]

Die freie Programmierung der Bezugselemente mit einer numerischen Mathematiksoftware umgeht die bestehenden Limitationen der Winkelauflösung kommerzieller CAM-Systeme für die Freiformbearbeitung. Die um x_0 , y_0 und z_0 verschobene Sphäre mit dem Radius R kann in einem polaren Netz durch Substitution von $x = r \cdot \cos(\varphi)$ und $y = r \cdot \sin(\varphi)$ berechnet werden:

$$z = \sqrt{R^2 - (x - x_0)^2 - (y - y_0)^2} + z_0 \quad . \quad (4.30)$$

Die Werte der Matrix, in denen das Werkzeug nicht im Eingriff ist, werden mit einem entsprechenden z_{zero} aufgefüllt. Das polare Netz beschreibt die zu fertigende Geometrie $z = f(\varphi, r)$ engmaschig und diskret.

Die Überführung der Oberflächenbeschreibung in ein NC-Programm setzt die Korrektur der Werkzeuggeometrie voraus. Die Schneidkontur des Drehdiamanten ist in radialer Richtung der Werkzeugradius r_c . Da das Werkzeug scharf geschliffen ist, wird die Schneidkantenverrundung senkrecht zur Schneidkontur vernachlässigt. Die Werkzeugradiuskompensation des Drehdiamanten wird nur in radialer Richtung des polaren Netzes mittels eines 2D-Ansatzes $z = f(r)$ für $\varphi = \text{konst.}$ für alle diskreten Winkel des polaren Netzes durchgeführt. Die senkrechten Vektoren der Oberflächenkontur mit dem Betrag des Werkzeugradius werden wie Bild 4-26 illustriert zu den Ortsvektoren der Stützstellen addiert.

Da die Übergänge zwischen der Planfläche und den Bezugselementen nicht stetig differenzierbar sind, wird eine Spline-Interpolation zur Berechnung des Schnittpfades für die Glättung der Geometrie angewandt [SCH11d]. Eine lineare Interpolation führt zu Unstetigkeiten des Schnittpfades in Winkelrichtung.

Das Bezugssystem wird mit einer maximalen Stützstellenweite von $20 \mu\text{m}$ beschrieben. Für einen Durchmesser von 108 mm sind bei einem Winkelinkrement $\alpha_{inc} = \frac{1}{47}^\circ$ 16920 Stützstellen pro Durchmesser notwendig. Für 1000 radiale Stützstellen mit einem Inkrement von $r_{inc} = 10 \mu\text{m}$ sind ca. $17 \cdot 10^6$ Stützstellen zur Beschreibung der hochfrequenten Freiformgeometrie erforderlich.

Die Schnittparameter werden entsprechend der dynamischen Kennlinie des FTS-Systems, einer geringen Rauheit und Bearbeitungsdauer gewählt. Die Beschleunigung des Werkzeugschlittens ist nach CASSIN [MOO07] auf $49,1 \text{ m/s}^2$ begrenzt. Die Untersuchung der Prozessqualität basiert auf einem Vergleich zwischen einem ausgewogenen Parametersatz und einem Satz mit erhöhten dynamischen Kennwerten.

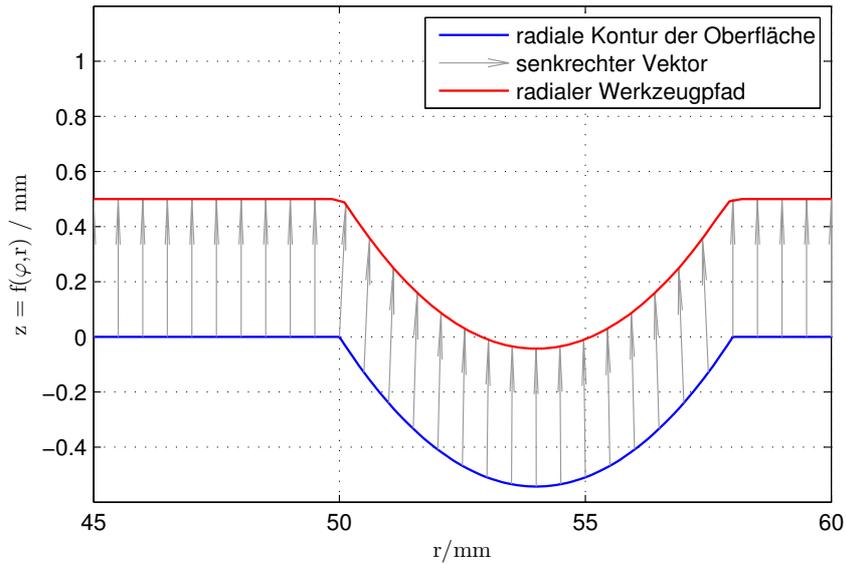


Bild 4-26: Radiuskorrektur eines radialen Profils für die NC-Programmierung des FTS-Schnittpfades

Tabelle 4-5: Schnittdaten zur drehenden Freiformbearbeitung des optischen Bezugssystems

Schnittdaten	ausgewogen	dynamisch
Werkzeugradius r_c	0,485 mm	0,485 mm
Drehzahl n	5 /min	10 /min
Vorschubgeschwindigkeit v_f	25 $\mu\text{m}/\text{min}$	50 $\mu\text{m}/\text{min}$
Vorschub f	5 μm	5 μm
Zustellung a_p	10 μm	10 μm
max. Beschleunigung a_{max}	6,2 m/s^2	24,8 m/s^2
Schnittzeit (Endbearbeitung)	320 min	160 min

Tabelle 4-5 fasst die Schnittdaten zur Herstellung von optischen Bezugssystemen für die Interferometrie zusammen. Die angegebene Schnittzeit gilt für die Endbearbeitung. Da das Bezugssystem eine Schnitttiefe von bis zu 500 μm hat, ist eine Schruppbearbeitung notwendig. Diese sollte mit dem Fräsansatz erfolgen, da Zustellungen bis zu 100 μm ohne zu verzeichnende Beschädigungen der Werkzeugkontur möglich sind.

Fräsbearbeitung von Bezugssystemen für die Interferometrie

Die Herstellung des Bezugssystems durch einen Fräsansatz wird durch die in Abschnitt 4.5.1 vorgestellte Bearbeitungstechnologie realisiert. Die Auswahl der Schnittdaten ist aufgrund des axialen Spiels der Bearbeitungsspindel nicht auf die Minimierung der Rauheit optimiert. Die Schnittparameter sind in Tabelle 4-6 zusammengefasst.

Die Programmierung der spiralförmigen Werkzeugtrajektorie basiert auf dem in Abschnitt 4.5.2 vorgestellten Ansatz. Zur Erzeugung sphärischer Bezugselemente mit dem Radius $R = 15 \text{ mm}$ werden die konische Konstante κ sowie die Koeffizienten höherer Ordnung A_{2i} in Formel 4.24 auf Null gesetzt.

Tabelle 4-6: Schnittdaten zur Fräsbearbeitung des optischen Bezugssystems

Schnittdaten	
Werkzeugradius r_c	0,796 mm
Drehzahl n	33000 /min
Vorschubgeschwindigkeit v_f	100 mm/min
Vorschub f	20 μm
Zahnvorschub f_z	3 μm
Schnitttiefe $a_{p \text{ rough}}, a_{p \text{ finish}}$	80 μm , 20 μm
Schnittzeit	96 min

Prozessvergleich: Freiformbearbeitung und Fräsbearbeitung von Bezugselementen

Die Integration eines Fräsprozesses in eine UP-Drehmaschine mit einem Freiformmodul erlaubt die Herstellung des optischen Bezugssystems für die Interferometrie mit einem Fräs- oder einem Drehprozess. Der FTS-Drehprozess der hochfrequenten Asymmetrie hat Vorteile hinsichtlich des einfachen Aufbaus mit nur einem Werkzeug. Nachteile sind die aufwendige Programmierung großer Datenmengen und die vergleichsweise lange Schnittzeit bei nur geringen Zustellungen. Der Fräsprozess erfordert das präzise Festlegen der relativen Werkzeugpositionen und bietet Vorteile hinsichtlich einfacher Programmierung, schnellerer Bearbeitung und der Prozessgenauigkeit mit den in [Abschnitt 4.5.3](#) aufgezeigten Grenzen.

Die vergleichende Gegenüberstellung der Oberflächenformabweichung, Passe und Rauheit beider Prozesse ist in [Bild 4-27](#) dargestellt. Die Untersuchung der Oberflächenformabweichungen belegt eine höhere Leistungsfähigkeit gefräster gegenüber gedrehten Bezugssystemen. [Bild 4-27a](#), [Bild 4-27b](#) und [Bild 4-27c](#) zeigen die durch Interferometrie ermittelten Formabweichungen der Strukturen, nach Abzug einer Best-Fit-Sphäre. Die gedrehten Bezugselemente haben eine Formabweichung im Bereich $\Delta_{PV} = 2,4 \mu\text{m}$. Die Formabweichung der gefrästen Bezugssysteme ist mit $\Delta_{PV} < 0,5 \mu\text{m}$ signifikant kleiner.

Der Formfehler der gedrehten Elemente wird auf Verschleiß und Fehlstellungen der Kontur des Werkzeugs zurückgeführt. Der Winkelbereich der Schneidkante, der bei der FTS-Bearbeitung der Bezugselemente im Eingriff ist, unterscheidet sich von dem der Bearbeitung der optischen Funktionsfläche des Spiegels. Da derselbe Drehdiamant zur Herstellung der optischen Fläche verwendet wird, ist der Rüstzustand für diesen Bereich optimiert. Auch der Verschleiß der Diamantschneide während des Fertigungsprozesses des Freiformspiegels betrifft nur einen kleineren Winkelbereich. Fehler aufgrund der Radiuswelligkeit werden im Korrekturzyklus zur Herstellung der Spiegelfläche minimiert, nicht jedoch bei der Herstellung der Bezugselemente.

Ursache der Formabweichung des gefrästen Bezugselementes ist der begrenzte Rundlauf der Schneidkontur in der hochdrehenden Spindel. Bei Anstellung des Diamanten unter einem Winkel (vgl. [Abschnitt 4.5.1](#)) ist die Schnittgeometrie des Einzahn-Radiusfräsers keine Sphäre sondern ein Torus.

Die Dynamik des Drehprozesses hat einen untergeordneten Einfluss auf die Formabweichung. Eine größere Beschleunigung der Linearachse des FTS führt zu deutlichen Schwingungen (vgl. [Bild 4-27e](#) und [Bild 4-27f](#)), geht jedoch nur marginal in die Formabweichung ein. Die

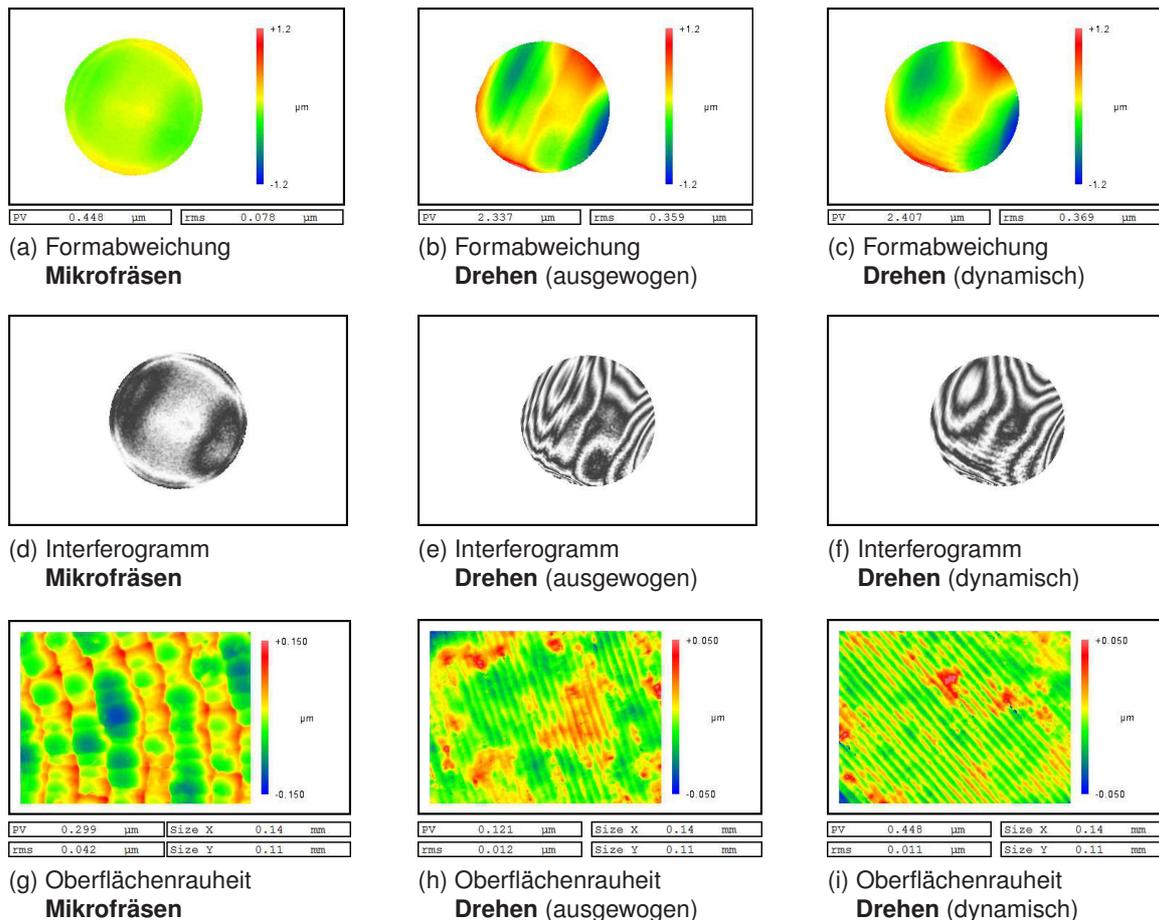


Bild 4-27: Gegenüberstellung verschiedener Methoden zur Herstellung von optischen Bezugselementen für die Interferometrie [SCH13]

mangelnde Eindeutigkeit der Interferogramme der gedrehten Bezugselemente führt zu einem entlang der optischen Achse verschmierten Fokuspunkt der Abbildung. Eine eindeutige Lagezuordnung des Freiformspiegels im Interferometeraufbau ist nicht zu erwarten. Die Bezugselemente aus dem Fräsprozess (Bild 4-27d) zeigen eine eindeutige Passe und sind daher für die Positionierung des Spiegels geeignet.

Neben der Eindeutigkeit der Interferogramme ist der Absolutradius der Sphären für die Lagezuordnung der optischen Elemente im Prüfaufbau zu beachten. Die gefrästen Bezugselemente weichen $\Delta R < 4 \mu\text{m}$ von der Designgeometrie ab. Die Best-Fit-Radien der FTS gedrehten Bezugselemente sind $R_1 = 15,028 \text{ mm}$ für das langsam gedrehte Bezugssystem und $R_2 = 15,036 \text{ mm}$ für die dynamisch hergestellten Elemente. Die Abweichungen vom Designradius führen bei der interferometrischen Prüfung der Freiformfläche zu einem Defokus.

Den Vorteilen der gefrästen Bezugssysteme steht die Rauheit der Oberfläche des Zerspanungsprozesses entgegen. Die in Bild 4-27g dargestellte Oberflächenfeingestalt zeigt das typische Schnittbild der verwendeten Spindel. Die Rauheit von $\Delta_{rms} = 42 \text{ nm}$ kann nicht als optisch angesehen werden. Die Granularität des Interferogramms der gefrästen Struktur wird von der Mikrostruktur verursacht. Die Rauheiten der gedrehten Bezugselemente sind $\Delta_{rms} \leq 12 \text{ nm}$.

Die Funktion der eindeutigen und vollständigen Lagezuordnung der Prüffläche im Interferometeraufbau wird nur durch den neuartigen Ansatz zur Fräsbearbeitung der Bezugselemente sicher erfüllt. Die geringe Oberflächenformabweichung und der definierte Absolutradius haben einen dem Toleranzbudget entsprechenden, scharfen Fokus der Bezugselemente zur Folge. Die Mikrorauheit mindert den Kontrast der Abbildung. Dementsprechend sind ausreichend große Bezugshologramme auf dem CGH vorzusehen.

Fazit: Herstellung nicht-rotationssymmetrischer Bezugssysteme

Bezugssysteme mit fester Lagebeziehung zum optischen Koordinatensystem eines Metallspiegels sind Voraussetzung für eine vereinfachte und sichere Metrologie und Systemintegration. Die nicht-rotationssymmetrischen Bezüge werden durch einen zusätzlichen Fräsprozess in der UP-Bearbeitungsmaschine strukturiert, um die Gestaltungsfreiheit hinsichtlich der Lage und Form zu sichern. Die Ableitung des Programmcodes sowie die Ansteuerung der Bearbeitungsmaschine basieren auf einem mathematischen Ansatz der Geometriebeschreibung. Das Bezugssystem repräsentiert die Lage der optischen Fläche mit einer Genauigkeit von $\pm 1 \mu\text{m}$ für die profilometrische Charakterisierung der optischen Fläche. Die Positionierung und Orientierung eines Freiformspiegels bei der interferometrischen Prüfung wird aufgrund der geringen Formabweichung und des präzisen Absolutradius vorteilhaft durch gefräste Bezugselemente erzielt. Somit bietet die Erweiterung des UP-Drehens um einen c -Achsen-Fräsprozess im selben Maschinenaufbau einen wesentlichen Beitrag zur Vereinfachung der Metrologie und der Systemmontage von metalloptischen Spiegelteleskopen.

5 Fertigung und vereinfachte Montage von IR-Spiegelteleskopen

5.1 Spiegelteleskop mit Rotationssymmetrie

Die Komponenten des Spiegelteleskops sind die rotationssymmetrischen Spiegelmodule M1/FM und M2/M3 sowie die Struktur. Die Herstellung der Spiegelmodule basiert auf den in [Abschnitt 4.3.1](#) beschriebenen Verfahren der Diamantbearbeitung mit einem Korrekturzyklus.

5.1.1 Prozessparameter der UP-Bearbeitung

Die Prozessparameter der Drehbearbeitung beeinflussen direkt die Qualität der Oberflächen. Die Position der optischen Elemente, die Oberflächenformabweichung und die Mikrorauheit werden durch die Schnittdaten der Bearbeitung bestimmt. Ein geeigneter Parametersatz ist vor der Bearbeitung abzuleiten.

Finite Elemente Methode (FEM)-Analysen belegen den Einfluss der Zentrifugalkräfte auf die Verformung der Spiegelfläche bei der Drehbearbeitung. Die Verformung des in Rotation befindlichen Aufbaus an der Bearbeitungsspindel wird bei verschiedenen Drehzahlen n simuliert. Eine Vereinfachung der Geometrie wird erzielt indem das CAD-Modell abstrahiert wird. Merkmale, die einen zu vernachlässigenden Einfluss auf die Steifigkeit und Masse haben, werden in der FEM-Geometrie nicht modelliert. Die Fügeflächen zwischen den Vorrichtungsteilen werden als starre Kopplungen angenommen. Mögliche Verspannungen aus Schraubverbindungen werden vernachlässigt. Die Randbedingungen sind die feste Einspannung am Spindel flansch sowie der Lastsatz, der die konstante radiale Beschleunigung aufgrund der Drehzahl n enthält. Die Werkstoffparameter der Simulation sind in [Tabelle A.7](#) zusammengefasst.

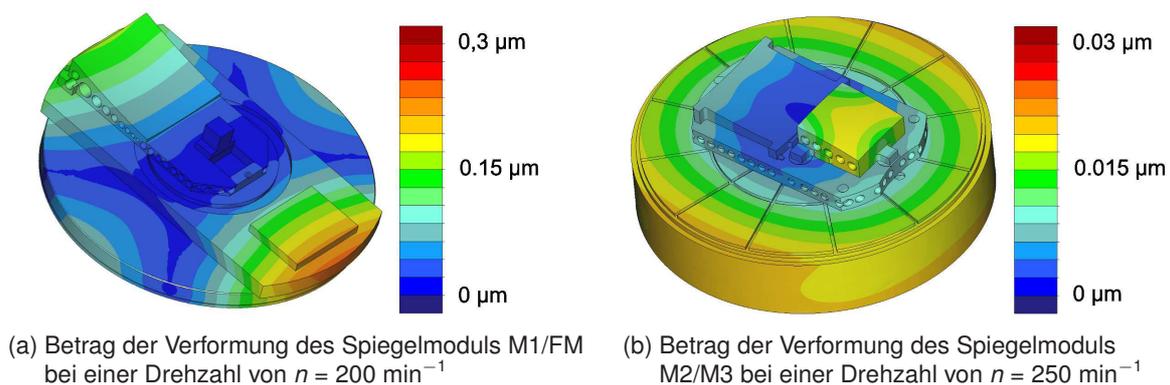
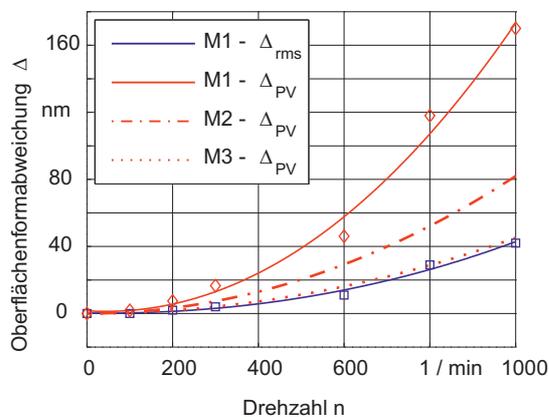


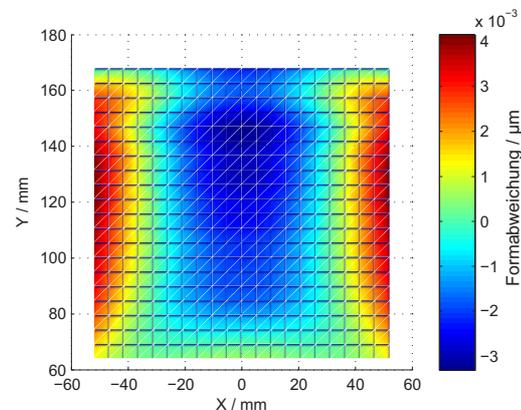
Bild 5-1: FEM-Simulation der Verformung durch Zentrifugalkräfte der Spiegelmodule bei der Diamantbearbeitung

[Bild 5-1](#) zeigt die Verformung der Spiegelmodule bei der Rotation mit der Spindeldrehzahl $n = 200 \text{ min}^{-1}$, bzw $n = 250 \text{ min}^{-1}$. Die Verformung des Moduls M1/FM ist ca. eine Ordnung größer als die des Spiegelmoduls M2/M3. Der Zustand des Moduls M2/M3 ([Bild 5-1b](#))

wird im Wesentlichen durch die Verformung des aufgesetzten Spiegels M2 bestimmt. Dieser ist an drei Fußpunkten auf Funktionsabsätzen montiert. Der freitragende Spiegel wird aufgrund der Zentrifugalkraft maximal 18,5 nm relativ zum Koordinatenursprung ausgelenkt. Die Verformung des Spiegels M3 ist vergleichsweise gering. Bild 5-1a zeigt die Deformation des Spindelaufbaus M1/FM. Der deutliche Astigmatismus der gesamten Vorrichtung mit Spiegel ist auf die rechteckig ausgeführte Kittplatte zurückzuführen. Das Format ist aufgrund der räumlichen Bedingungen in der Messmaschine notwendig. Der Betrag der maximalen Verschiebung der Elemente der Spiegelfläche M1 ist 153,6 nm. Diese Verschiebung beinhaltet sowohl einen Anteil der Kippung als auch der Verschiebung der optischen Fläche. Da rotationssymmetrische Fehler im Korrekturzyklus kompensiert werden, sind die zur Spindelachse nicht-rotationssymmetrischen Anteile der Verformung von besonderem Interesse. Ein Rückschluss auf diese Abweichungen ist aus Bild 5-1a nicht ableitbar.



(a) Anteil der nicht-rotationssymmetrischen Verformung der optischen Elemente über der Drehzahl n



(b) Nicht-rotationssymmetrische Verformung des Spiegels M1 bei einer Drehzahl von $n = 200 \text{ min}^{-1}$

Bild 5-2: Ergebnisse des Postprocessings der FEM-Simulation zur Analyse der Oberflächenformabweichung des Primärspiegels

Durch ein angepasstes Postprocessing werden die Auswirkungen der Zentrifugallast auf die optischen Elemente berechnet. Verschiebungen von definierten Messknoten werden aus dem FEM-Programm exportiert und mit der mathematischen Flächenbeschreibung der Off-Axis-Asphären verglichen. Die Unterscheidung der Lageänderung und der Deformation basiert auf einem Fit-Algorithmus, bei dem als Zielkriterium die Flächenabweichung (rms) der Differenz der verformten Fläche und der Designfläche unter Variation der Lage und Orientierung minimiert wird.

Hohe Drehzahlen bei der Bearbeitung des Spiegelmoduls M1/FM führen, wie Bild 5-2a verdeutlicht, zu einem ansteigenden nicht-rotationssymmetrischen Fehleranteil der Fläche M1. Zusätzlich wird die Fläche im Raum verschoben und verkippt. Die nicht-rotationssymmetrische Formabweichung des Spiegels M1, bei einer Drehzahl von $n = 200 \text{ min}^{-1}$, ist in Bild 5-2b gezeigt. Der Astigmatismus der Spiegelfläche ist eine Folge der asymmetrischen Verformung des gesamten Spindelaufbaus. Die maximale Abweichung von $\Delta_{PV} = 7 \text{ nm}$ hat keinen dominanten Einfluss auf das Bearbeitungsergebnis des Drehprozesses. Bei einer Drehzahl von

$n = 1000 \text{ min}^{-1}$ ist das Fehlerbild qualitativ ähnlich, allerdings um ca. Faktor 23 höher. Die nicht-rotationssymmetrische Formabweichung Δ_{PV} des Spiegels M1 skaliert annähernd quadratisch zur Veränderung der Drehzahl n . [Tabelle 5-1](#) fasst die Flächenfehler sowie die Verschiebungen und Verkippungen bei der Drehbearbeitung zusammen.

Tabelle 5-1: Verschiebungen und Verkippungen der optischen Elemente bei der Drehbearbeitung

	M1	M1	M2	M3
Drehzahl n	1000 min^{-1}	200 min^{-1}	250 min^{-1}	250 min^{-1}
Translation in Tz	-905 nm	-39 nm	-14 nm	-1,3 nm
Rotation um Tx	4,8''	0,2''	0,015''	-0,023''
Formabweichung Δ_{PV}	161 nm	7,1 nm	7,3 nm	2,8 nm
Formabweichung Δ_{rms}	38,2 nm	1,7 nm	1,5 nm	0,5 nm

Eine Drehbearbeitung der Spiegel bei Drehzahlen von $n = 200 \text{ min}^{-1}$ und $n = 250 \text{ min}^{-1}$ hat keinen besonderen Einfluss auf die Form und Position der Spiegelflächen. Da alle Spiegel in der außer-axialen Position bearbeitet werden, ist der Diamant nicht kontinuierlich im Eingriff. Der unterbrochene Schnitt führt aufgrund der unterschiedlichen Schnittkräfte zu Schwingungen am Werkzeug [LEE03]. Diese können einen Einfluss auf die Rauheit und die Formabweichung haben und zu einem erhöhten Werkzeugverschleiß führen. Vergleichsweise geringe Drehzahlen von z. B. $n = 200 \text{ min}^{-1}$ minimieren die Schwingungen des unterbrochenen Schnittes, da der Dynamikbereich der Steuerung der Bearbeitungsmaschine diese Frequenzen regelt [AME07].

Nach Festlegung der Drehzahl n wird der Vorschub des Drehprozesses berechnet. Als Qualitätskriterium dient die Oberflächenfeingestalt. Die theoretische Tiefe der Drehrillen $\Delta_{PV,th}$ kann bei Annahme eines Radiuswerkzeugs und der Planbearbeitung einer ebenen Fläche mit konstantem Vorschub f durch die Gleichung:

$$\Delta_{PV,th} = r_c \left(1 - \sqrt{1 - \left(\frac{f^2}{4r_c} \right)} \right) \approx \frac{f^2}{8r_c} \quad (5.1)$$

abgeschätzt werden. Diese Beziehung kann aus den kinematischen Verhältnissen des Drehens hergeleitet werden. Durch das theoretische Verhältnis von $\Delta_{PV,th}$ zu $\Delta_{rms,th}$ bei idealisierter Oberflächenstruktur der Drehriefen ist ein Rückschluss auf die Vorschübe bei einer erwarteten Rauheit nach [Formel 5.2](#) möglich.

$$\Delta_{rms,th} \approx \frac{\Delta_{PV,th}}{3,35} = \frac{f^2}{26,8 \cdot r_c} \quad (5.2)$$

Die Schnittparameter zur Herstellung der Spiegelmodule M2/M3 und M1/FM sind in [Tabelle 5-2](#) zusammengefasst. Die Schnittparameter werden so gewählt, dass die theoretische Rauheit $\Delta_{rms,th} < 3 \text{ nm}$ ist.

In der Praxis sind die Werte der Rauheit des technischen Prozesses höher. Materialinhomogenität, Schwingungen des Werkzeugs sowie der Prozessumgebung verursachen zusätzliche

Tabelle 5-2: Schnittdaten zur Herstellung rotationssymmetrischer Spiegelmodule

Schnittdaten	M2/M3	M1/FM
Werkzeugradius r_c	0,440 mm	0,411 mm
Drehzahl n	250 min ⁻¹	200 min ⁻¹
Vorschubgeschwindigkeit v_f	1,25 mm/min	1 mm/min
Vorschub f	5 μm	5 μm
Schnitttiefe $a_{p \text{ rough}}$	10 μm	10 μm
Schnitttiefe $a_{p \text{ finish}}$	6 μm	6 μm
Rautiefe $\Delta_{PV,th}$	7,1 nm	7,6 nm
quadratischer Mittenrauwert $\Delta_{rms,th}$	2,26 nm	2,11 nm

Bestandteile der Rauheit [RIE01b; LEE03]. Die theoretische Rauheit ist als Minimalwert zur Ermittlung der Schnittdaten zu verstehen.

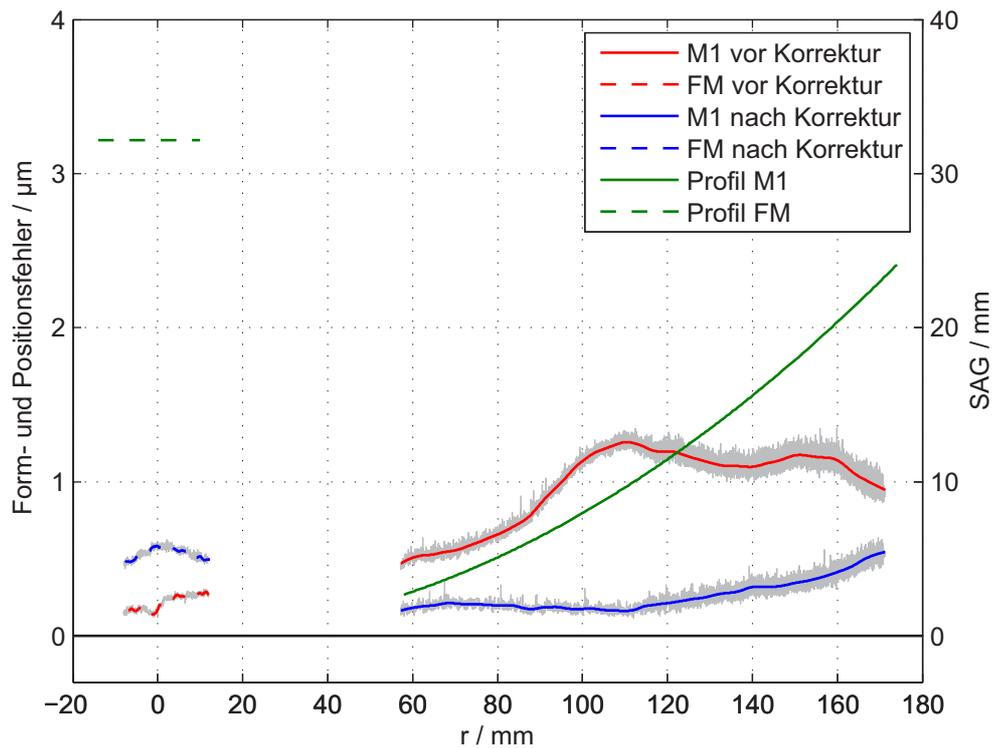
5.1.2 Korrektur der Form und der Position

Die Herstellung der Spiegelmodule erfolgt auf den Ultrapräzisionsdrehmaschinen Nanoform 350, der Firma AMETEK®, Precitech Inc. (M2/M3) und Nanotech® 450 UPL, von Moore Nanotechnology Systems, LLC (M1/FM) mit einer zusätzlichen Frässpindel. Die Bearbeitungsfolge innerhalb des Korrekturzyklus ist:

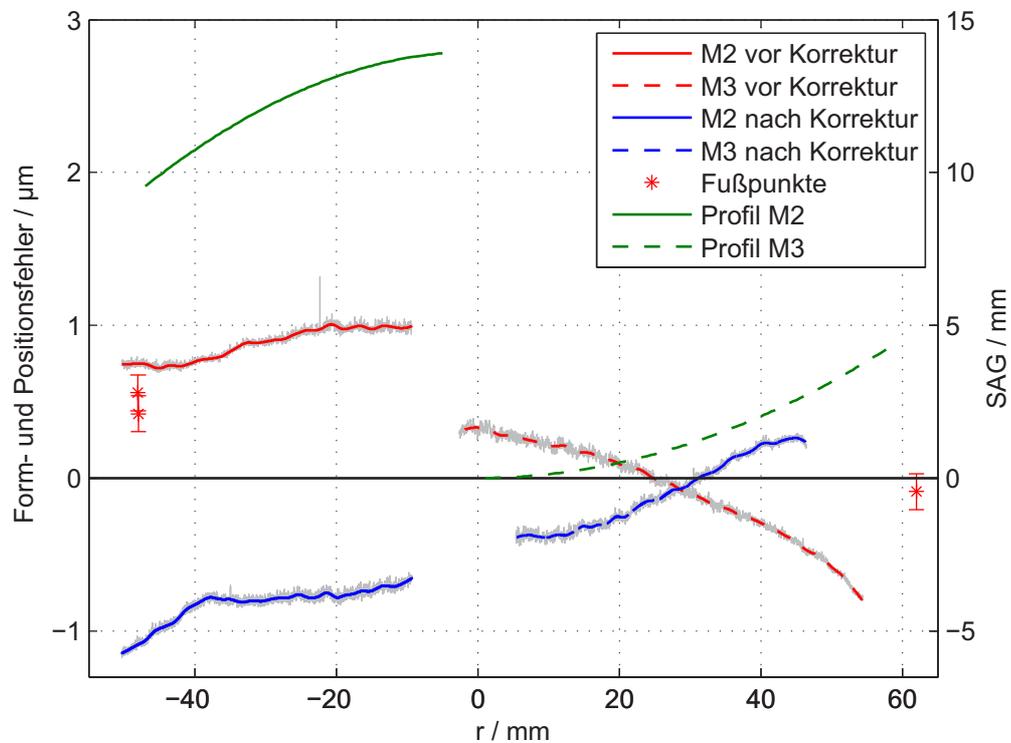
1. Drehbearbeitung des ersten Spiegels,
2. Montage des zweiten Spiegels,
3. Drehbearbeitung des zweiten Spiegels,
4. Fräsbearbeitung des Bezugssystems für die Metrologie und
5. Fräsbearbeitung des Bezugssystems für die Montage.

Im Anschluss an den Maschinenprozess werden die Lagezuordnung und die Formabweichung der optischen Elemente in einem 3D-Profilometer (Panasonic UA3P-5) erfasst. Das Bezugssystem allein wird zur Ausrichtung der Messdaten verwendet. Die Profile der Form- und Positionsabweichung sind das Ergebnis der Subtraktion des Design-Profils von den Messdaten. Die Profile sind in Bild 5-3 dargestellt.

Für eine Korrektur werden die Fehlerprofile $\Delta(r)$ mit den Daten der NC-Programme verrechnet. Eine erneute Werkzeugradiuskorrektur kann vernachlässigt werden. Aufgrund der kleinen Anstiegswinkel der optischen Elemente fällt die radiale Mittelpunktposition des Werkzeugs nahezu mit dem radialen Kontaktpunkt der Schneide zusammen. Durch die Auswahl geeigneter Filter zur Bereinigung der Messdaten werden in den Korrekturzyklen nur Fehler mit einer niedrigen Ortsfrequenz (LSFR) adressiert.



(a) Spiegelmodul M1/FM



(b) Spiegelmodul M2/M3

Bild 5-3: Ergebnisse der Korrektur der Form und der Position der rotationssymmetrischen Spiegelmodule nach dem profilometrischen Ansatz nach SCHEIDING ET AL. [SCH10]

Die Fehlerdiagramme der Spiegelprofile in [Bild 5-3](#) verdeutlichen, dass die Positionsabweichung der Flächen durch die Diamantbearbeitung im selben Koordinatensystem bereits vor der Korrektur sehr gut ist. Die Lagezuordnung der relativen Schwerpunkte der Fehlerprofile weicht $Tz < 1 \mu\text{m}$ von der nominellen Lage ab. M1 zeigt in [Bild 5-3a](#) einen deutlichen Formfehler im Profil von $\Delta_{rms} = 166 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 654 \text{ nm}$ der durch die Korrekturbearbeitung auf $\Delta_{rms} = 54 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 228 \text{ nm}$ reduziert wird. Auch die Fehler der Lagezuordnung von $Tz = 340 \text{ nm}$ und $Ry = 1,16''$ werden durch den Korrekturschnitt auf $Tz = 28 \text{ nm}$ und $Ry = 0,517''$ verringert. Die Korrektur der Position des Faltspiegels ist nicht zielführend. Die lokale Formabweichung im Zentrum des Spiegels wird gut kompensiert.

Die optischen Flächen des Spiegelmoduls M2/M3 werden anhand von rotationssymmetrischen On-Axis-Einrichtungsteilen mit identischem asphärischen Profil vor der Bearbeitung der Off-Axis-Spiegel korrigiert. Daher sind die Formabweichungen des Sekundärspiegels und des Tertiärspiegels bei der initialen Bearbeitung bereits sehr gering. Der relative Versatz der Scheitelpunkte beider Spiegel wird durch den Korrekturzyklus von $Tz = 525 \text{ nm}$ auf $Tz = 19 \text{ nm}$ verbessert. Für die Profilfehler folgt für den Sekundärspiegel $\Delta_{rms} = 57 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 261 \text{ nm}$ und für Tertiärspiegel $\Delta_{rms} = 36 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 160 \text{ nm}$.

Bei der profilometrischen Charakterisierung des Spiegelmoduls M2/M3 ist aufgrund der räumlichen Bedingungen eine Erfassung der Bezugsflächen für die Systemintegration möglich. Die Positionen der Bezugselemente für die Montage sind in [Bild 5-3b](#) mit einem * markiert. Zu diesen Bezugselementen, die die funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Translation in Tz sowie die Rotationen um Rx und Ry binden, sind die Spiegelflächen mit einer Verschiebung $Tz < 500 \text{ nm}$ und einer Verkippung $Ry < 2''$ ausgerichtet.

Die Oberflächenformabweichung der Spiegelflächen wird im selben Messaufbau ermittelt. Mäanderförmige, dreidimensionale Profile der Spiegeloberfläche werden mit dem Tastkörper des Profilometers aufgenommen. Da die Primärprofile in Abhängigkeit von Pfaddichte und Punktdichte auf dem Messpfad richtungsabhängige Ortsauflösungen haben, werden die Pfade mittels einer lokalen polynomialen Regression (Locally Weighted Scatterplot Smoothing (LOWESS)) geglättet und anschließend interpoliert. Die Messunsicherheit des scannenden Betriebs der Messmaschine mit einem Diamanttaster und das Driften der Messbedingungen während der zeitintensiven Messung sind bei der Interpretation der Messergebnisse zu beachten.

[Bild 5-4](#) zeigt die Oberflächenformabweichung aller Spiegelflächen des Teleskops. Die Ergebnisse sind mit Bezug zu den in [Bild 5-3](#) dargestellten radialen Pfaden der Profilabweichungen konsistent, da die Profile dem Schnitt der Oberflächenformabweichung entlang der xz -Ebene entsprechen. Die Formabweichungen des Primärspiegels und des Tertiärspiegels sind nicht-rotationssymmetrisch zur Drehachse der Bearbeitungsmaschine. Da aufgrund der durchgeführten FEM-Simulationen die Einflüsse der asymmetrischen Verspannung aus der Radialbeschleunigung der Drehbearbeitung ausgeschlossen werden, sind die Ursachen primär in Spannungszuständen der Vorrichtungsplatten zu vermuten. Dafür spricht die asymmetrische Verformung der direkt gekitteten Spiegel M1 und M3. Die geschraubten Spiegelkörper FM und M2 zeigen primär rotationssymmetrische Fehler, die auf erhöhte Schnittkräfte im Zentrum (FM) sowie Werkzeugverschleiß (M2) zurückzuführen sind. Die Vorrichtungsplatten zur

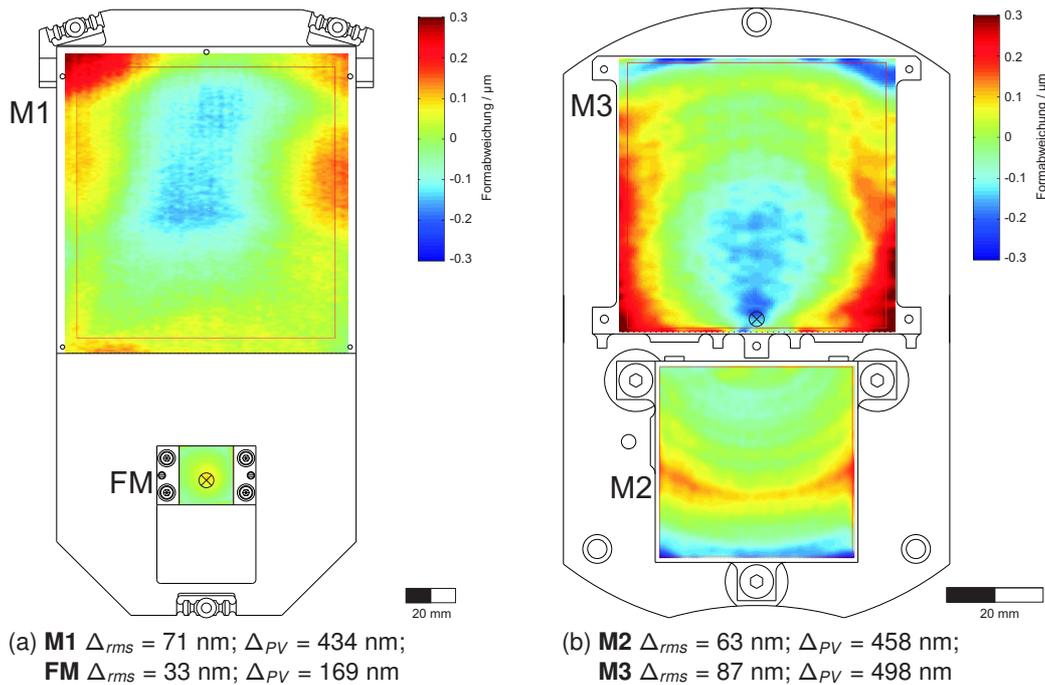


Bild 5-4: Formabweichung der optischen Elemente der Spiegelmodule M1/FM und M2/M3 nach der Diamantbearbeitung ermittelt mit 3D-Profilometrie SCHEIDING ET AL. [SCH10]

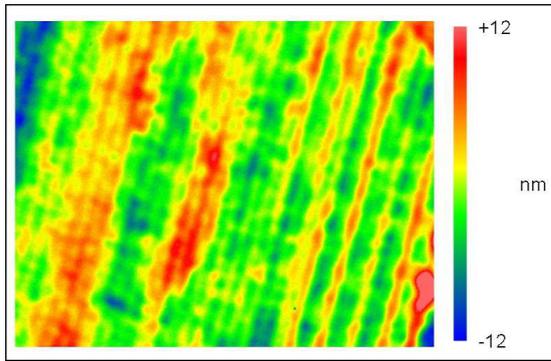
Montage der Spiegel an die Bearbeitungsspindel sind unterschiedlich steif ausgeführt und auf Ebenheiten $\Delta_{PV} < 800 \text{ nm}$ korrigiert. Die Abweichungen in [Bild 5-4](#) entsprechen den üblichen erzielbaren Formabweichungen der Diamantbearbeitung von asphärischen Off-Axis-Elementen in gewichtsreduzierter Ausführung [SWE02; STE08].

Die Formabweichungen der asphärischen Spiegel M1, M2 und M3 überschreiten das in [Abschnitt 4.2.2](#) simulierte Toleranzbudget einer beugungsbegrenzten Abbildung des Teleskops im NIR. Ein Erreichen des Gütekriteriums ist nicht vollkommen ausgeschlossen, sofern die hervorgerufenen Aberrationen gegenseitig kompensiert sind. Da der Schwerpunkt der Arbeit auf der Vereinfachung der Montage liegt, werden die vorliegenden Spiegelmodule für die Systemmontage verwendet. Eine Korrektur des asphärischen Profils in einem 2D-Ansatz hat nicht das Potential nicht-rotationssymmetrische Fehleranteile zu adressieren, da nur der zweidimensionale Schnittpfad $z_{cl} = f(r_{cl})$ entsprechend dem Fehlerprofil modifiziert wird. Eine weitere Verbesserung der Form durch Korrekturzyklen ist daher nicht zielführend.

Oberflächenfeingestalt der Spiegel

Die Mikrorauheit der Spiegel wird durch Weißlichtinterferometrie mit einem *Zygo NewView 600* mit einem $50\times$ Objektiv in einem Messfeld von $140 \mu\text{m} \times 110 \mu\text{m}$ ermittelt. Die in [Bild 5-5a](#) dargestellte Feinstruktur der Oberfläche des Primärspiegels nach der Diamantbearbeitung zeigt eine mittlere quadratische Rauheit von $\Delta_{rms} = 3,58 \text{ nm}$. Dieser typische Wert für die Diamantbearbeitung feinkristalliner Aluminiumlegierungen beweist die Einsetzbarkeit der Technologie für Zielwellenlängen im IR-Bereich. Trotz der periodischen Drehstrukturen mit einer Gitterkonstante von $5 \mu\text{m}$ ist die Beugungseffizienz der Gitterstruktur vernachlässigbar, da die Tiefe der Rillen mit $5 \text{ nm} - 7 \text{ nm}$ klein gegenüber der Wellenlänge ist. Für die Näherung des an der Fläche diffus gestreuten Lichtes (TIS) nach [Formel 2.3](#) ist mit einem Intensitätsverlust von $0,2 \%$

bei Einstrahlung von Licht mit einer Wellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ zu rechnen. Streuverlust und Beugung treten daher nur im Bereich NIR und VIS auf.



(a) Mikrorauheit des Primärspiegels in einem Messfeld von $140 \mu\text{m} \times 110 \mu\text{m}$; $\Delta_{rms} = 3,58 \text{ nm}$ [SCH10]



(b) Spiegelmodul M2/M3 auf der UP-Bearbeitungsmaschine; Spiegelfläche M3 fertiggestellt; M2 nicht montiert

Bild 5-5: Oberflächenfeingestalt der Spiegelmodule

5.1.3 Montage und Demontage eines Spiegelmoduls

Für Prozessschritte der Reinigung oder der Beschichtung der optischen Elemente kann das Auflösen des Verbundes der optischen Flächen eines Spiegelmoduls notwendig werden. Dieser De- und Montageschritt soll keinen Einfluss auf die ungerichtete Montage des Spiegelmoduls und des Teleskops haben. Daher wird der Einfluss der Demontage anhand des Beispiels zweier asphärischer Flächen M2/M3 untersucht.

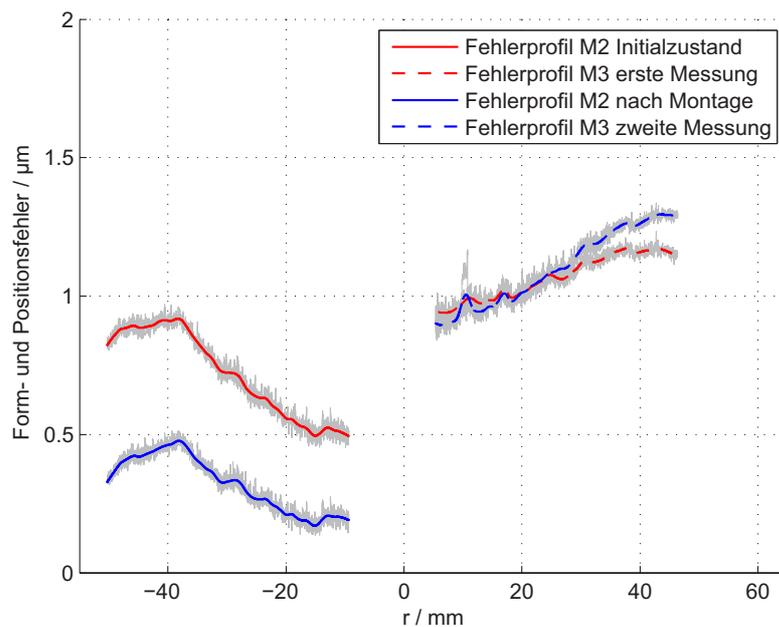


Bild 5-6: Form- und Positionsfehler der Spiegel M2 und M3 nach der Montage von M2

Das Spiegelmodul wird im Fertigungszustand charakterisiert und anschließend außerhalb der Messmaschine demontiert, gereinigt und erneut montiert. Dasselbe Bezugssystem wird zur Lagezuordnung der Spiegelflächen im zweiten Messprozess verwendet. Unter Beachtung der Genauigkeit des Messprozesses und der Unsicherheit der Erfassung des Bezugssystems ist die Ermittlung eines Lagefehlers, der durch den Montageprozess verursacht wird, möglich. Neben dem montierten Spiegel werden auch die Form und Position des zweiten Spiegels (M3) auf der Spiegelbasis erfasst.

Bild 5-6 veranschaulicht die Positionsveränderung des Sekundärspiegels (M2) durch die Montageoperation. Das verschobene Fehlerprofil weist auf eine Änderung der Position mit einem Offset $T_z < 0,5 \mu\text{m}$ hin. Da die Position und Orientierung des Tertiärspiegels (M3) durch die Bezugselemente gut repräsentiert ist, kann die Positionsänderung sicher auf die Montage zurückgeführt werden. Eine Formänderung ist aus der Darstellung nicht ersichtlich.

Tabelle 5-3: Lageveränderung des Sekundärspiegels durch eine Montageoperation

Freiheitsgrad	Veränderung zum Spiegelzentrum
Translation Tx	308 nm
Translation Ty	-530 nm
Translation Tz	-428 nm
Rotation um Rx	-0,28''
Rotation um Ry	3,3''
Rotation um Rz	-0,8'

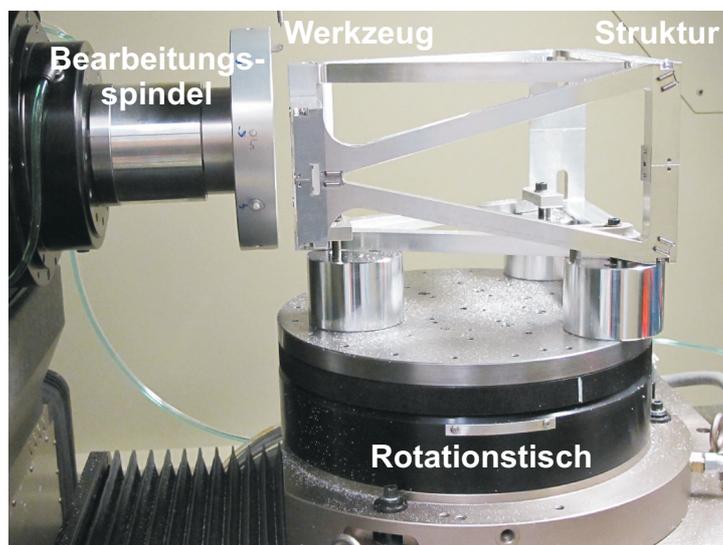
Zur mathematischen Einpassung der dreidimensionalen Flächen werden sechs Freiheitsgrade variiert. Tabelle 5-3 zeigt die Verschiebungen und Drehungen zur Einpassung der Spiegelform. Da die Translationen der Koordinaten größer als die zweifache Standardabweichung der Erfassung eines Bezugssystems $\pm 2 \cdot \sigma_{\text{Messen}}$ ist, wird die Lageänderung durch den Montageprozess verursacht. Da der Spiegel mit Endmaßen gegen Anschläge geschoben wird, ist die Verschiebung in Tx und Ty plausibel und als sehr gering zu bewerten. Durch die Montage wird der Spiegel ca. 430 nm in negative Tz Richtung verschoben. Diese Translation ist nur durch erhöhte Anzugsmomente bei der Zweitmontage, Verunreinigungen der Auflageflächen bei der Erstmontage im Drehprozess oder durch unterschiedliche Temperaturen der Spiegelkörper während des Messprozesses zu erklären. Da gleiche Montagewerkzeuge verwendet werden und die Spiegel durch entsprechende Temperierungszeiten im thermischen Equilibrium sind, wird von Verunreinigungen der Auflageflächen ausgegangen.

Die Rotationen des Spiegels um die Rx- und die Ry-Achse sind als sehr gering zu bewerten. Lediglich die Abweichung der Rotation um die zentrale Achse des Spiegels weist auf eine leicht verdrehte Montage des Spiegels hin. Aus der Differenz der eingepassten Flächen vor und nach der Montage kann nicht auf eine Verformung der Fläche geschlossen werden. Trotz der geringen Lageveränderung des Spiegels im Submikrometer-Bereich sollte im Herstellungsprozess des Spiegelmoduls auf eine Demontage der Spiegels verzichtet werden.

5.1.4 Fly-Cutting der Teleskopstruktur

Die Fertigungstechnologie zur Herstellung der planen Anlageflächen an der Struktur ist ein Einzahn-Stirnfräsen mit einem Werkzeugeinsatz aus monokristallinem Diamanten. Beim sogenannten Fly-Cutting-Prozess rotiert das Fräswerkzeug auf einem großen Teilkreis an der Hauptspindel der Maschine. Durch die geradlinige Bewegung der Linearachse, auf der die Spindel montiert ist, werden in einem unterbrochenen Schnitt die planen Anlagebezüge an der Struktur erzeugt.

Der Rotationstisch (*b*-Achse), auf dem die Struktur spannungsarm montiert ist, führt nach der Bearbeitung der ersten Anlagenseite eine 180°-Rotation aus und positioniert so die zweite Anlagenseite im Arbeitsraum der Bearbeitungsspindel. Durch eine definierte Verschiebung der Zustellachse wird das Nennmaß des Abstandes beider Spiegelbaugruppen eingestellt. Der Abstand des Bearbeitungswerkzeugs zur Rotationsachse des Tisches wird vor der Montage der Struktur mit Submikrometer-Genauigkeit bestimmt. Der Aufbau zur Fräsbearbeitung des Rahmens ist in [Bild 5-7](#) dargestellt.



[Bild 5-7](#): UP-Bearbeitung der Struktur mit einem Fly-Cutting-Prozess

Die Überprüfung der Fertigungsqualität erfolgt mit einem KMG mit einer Antastabweichung $MPE_P < 600 \text{ nm}$ und einer Längenmessabweichung $MPE_{E3} < 1,5 \mu\text{m} + \frac{l}{500}$. Die zulässigen Messfehler des KMG sind nur geringfügig kleiner, aber in ähnlicher Größenordnung wie die mechanischen Toleranzen der Struktur. Die ermittelten Formabweichungen der Montageebenen sind $< 1,5 \mu\text{m}$, die ermittelten Rotationswinkel um Rx und Ry sind 2,5'' und 2,0''. Sowohl die Ebenheit als auch die Neigungen sind innerhalb der vorgegebenen Toleranz. Der Abstand der Montageebenen weicht $10,7 \mu\text{m}$ von der Vorgabe von 253,917 mm ab. Da eine Toleranzunterschreitung von $7,7 \mu\text{m}$ nach der optischen Toleranzrechnung in [Abschnitt 4.2.2](#) nicht zulässig ist, werden für die Montage Abstimmsscheiben mit einer Stärke von $10 \mu\text{m}$ vorgesehen. Die Shim-Scheiben werden in die Montageschnittstelle des Sekundärspiegels eingelegt.

Die Ursache der Abweichung vom Sollmaß sind unterschiedliche Temperaturen der Fertigungs- und Messumgebung. Die UP-Bearbeitung wird bei einer Temperatur von $22 \text{ °C} \pm 0,1 \text{ K}$

durchgeführt. Die Messdaten werden entsprechend der Norm DIN EN ISO 10360-2 und nach den Herstellerangaben des KMG auf eine Temperatur von 20 °C bezogen [WER10]. Da die Aluminiumlegierung Al-6061 einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{th} von $23,0 \cdot 10^{-6} /K$ hat [RSP11], führt der Unterschied von $\Delta_T = 2$ K zu einer Längenänderung der Struktur von $\Delta_L = 11,6 \mu\text{m}$.

Die Herstellung des Abstandsmaßes der Struktur ist besonders sensitiv hinsichtlich der Temperaturveränderung, der Ausrichtung der Maschine und der spannungsarmen Aufnahme auf der b -Achse. Die Nennmaße mit engen Toleranzen können nicht prozesssicher erzielt werden. Da die Bezugssysteme an den Spiegelmodulen durch den Fräsprozess mit kleineren Abweichungen und geringen Standardabweichungen hergestellt werden, sollten die Montage-schnittstellen des Spiegelmoduls an die Fertigungsabweichungen der Struktur angepasst werden. Die Herstellung der Struktur vor den Spiegelmodulen, ermöglicht das Anpassen des Bezugssystems des Spiegels an die Fertigungsabweichungen des Rahmens und ist daher zu bevorzugen.

Die Mikrorauheit der Funktionsabsätze ist $\Delta_{rms} = 7$ nm. Die geringe Rauheit der Montageflächen vermindert mechanische Setzvorgänge. Die radiale Positionierung der Spiegelmodule wird, wie in [Abschnitt 4.3.4](#) dargestellt, durch ein Anschieben gegen jeweils zwei Passstifte erzielt. Da diese radialen Anschläge nicht mit UP-Maschinentechnologie herstellbar sind, werden auf einem Fünf-Achsen-Bearbeitungszentrum Passbohrungen für Zylinderstifte in einer Maschinenoperation hergestellt.

5.1.5 Systemintegration und Charakterisierung

Vorhersage der Wellenfront

Zum Abschätzen der Gütekriterien der optischen Abbildung wird mit der Optikdesignsoftware *ZEMAX* der *Radiant Zemax, LLC* die Systemperformance simuliert. Die in [Abschnitt 5.1.2](#) beschriebenen Oberflächenformabweichungen aller Spiegel des Teleskops werden auf die Flächen addiert, die an den nominell richtigen Positionen stehen und richtig orientiert sind. Durch Ray-Tracing wird aus einem Bündel aus 1024×1024 Strahlen die Abweichung der optischen Abbildung von einer planen Wellenfront simuliert. [Bild 5-8](#) zeigt die Vorhersage des WFE des Teleskops bei idealer Platzierung der Flächen unter Annahme der taktill ermittelten Flächenfehler. Der simulierte Wellenfrontfehler ist $\Delta_{rms} = 120$ nm; $\Delta_{PV} = 921$ nm.

Die Abweichung wird durch Asymmetrien zum Zentrum der CA bestimmt. Besonderen Einfluss auf das Fehlerbild hat die Formabweichung des Primärspiegels. Nach [Formel 2.2](#) ist die Definitionshelligkeit des Systems bei einer Wellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ $V = 0,43$ und damit nicht beugungsbegrenzt im NIR. Ab einer Anwendungswellenlänge von $\lambda = 1,69 \mu\text{m}$ ist das simulierte System in Beugungsbegrenzung.

In die Simulation gehen die Messfehler des Profilometers sowie Interpolationsfehler der Datenaufbereitung ein. Das Ray-Tracing basiert auf einem Algorithmus, der die Krümmung der optischen Elemente zugrunde legt. Krümmungsfehler der Messflächen durch unzureichende Glättung des streuenden Messprofils mit unterschiedlicher Ortsauflösung haben somit einen unbekanntem Einfluss auf die Ergebnisse der Simulation.

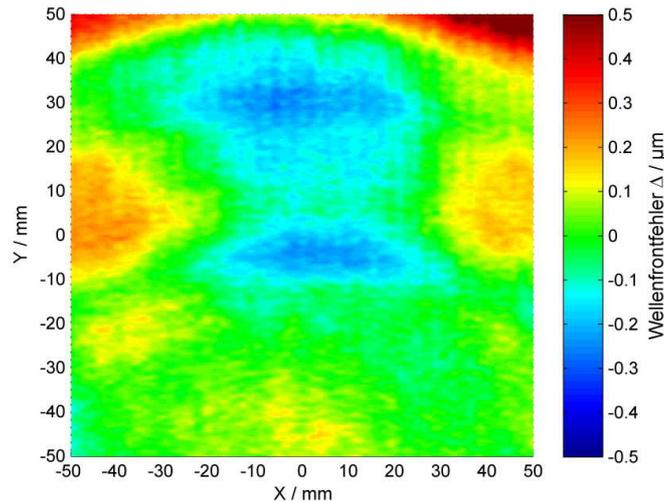


Bild 5-8: Simulation der Wellenfront des rotationssymmetrischen Teleskops unter Berücksichtigung der Oberflächenformabweichungen der Spiegel; Wellenfrontfehler $\Delta_{rms} = 120 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 921 \text{ nm}$

Vereinfachte Systemmontage

Die Montage des Teleskops findet unter interferometrischer Kontrolle in einer temperierten Reinraumumgebung statt. Zur Optikprüfung wird das Interferometer *Verifire AT* der *Zygo Corp.* mit einer $d = 152,4 \text{ mm}$ Transmission Flat verwendet. Das Messkonzept für die afokal abbildende Optik basiert auf dem doppelten Durchlauf einer ebenen Wellenfront durch das Teleskop. Dazu wird die Welle in der Ausgangsapertur an einem Planspiegel mit einer Qualität $\Delta_{rms} = 2 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 14 \text{ nm}$ reflektiert und nach erneutem Durchlauf durch das Teleskop mit der Referenzwelle an der TF mit einer Qualität von $\Delta_{PV} \leq \frac{\lambda}{20}$ bei $\lambda = 633 \text{ nm}$ in Interferenz gebracht. Der Messaufbau mit dem Strahlengang ist in **Bild 5-9** dargestellt. Nach der Ausrichtung der Teleskopstruktur zur Wellenfront des Interferometers, unter Zuhilfenahme eines planen Hilfsspiegels, kann die gesamte Teleskopoptik von der kinematischen Aufnahme entfernt und reproduzierbar wieder vor dem Interferometer platziert werden.

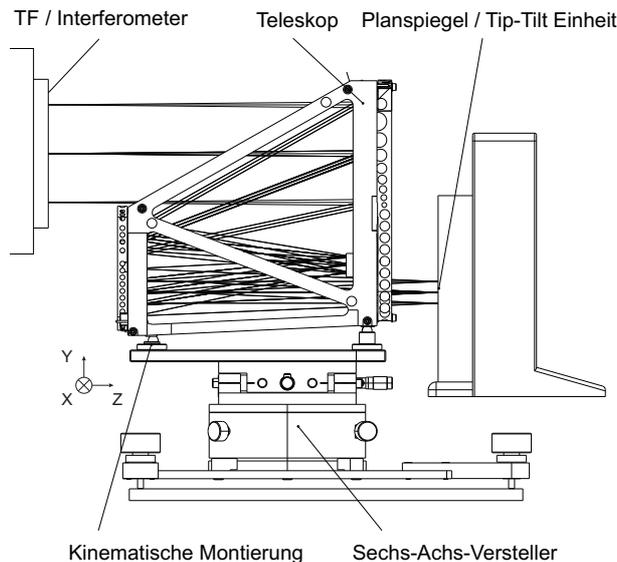


Bild 5-9: Prüfaufbau zur interferometrischen Charakterisierung der Wellenfront des Teleskops

Die ungerichtete Montage des Spiegelteleskops anhand von äußeren Merkmalen zur Lagezuordnung der Spiegelmodule zur Struktur führt zu einer Abbildung der ebenen Wellenfront im doppelten Durchlauf, die vollständig im Fangbereich des Interferometers ist. Durch Variation der radialen Position eines Spiegelmoduls (M2/M3) können die optischen Achsen der Module mit wenigen deterministischen Justierschritten angeglichen werden. Dabei sind die Quantität sowie die Orientierung der Aberration Astigmatismus Indikator für die Richtung und Größe der Anpassung.

Bild 5-10 stellt den Wellenfrontfehler gegen die Verschiebung des Spiegelmoduls dar. Überlagert werden die gemessenen Wellenfrontabweichungen Δ_{rms} und Δ_{p-v} in verschiedenen Positionen mit den Kurven der Toleranzrechnung des idealen, nicht aberierten Systems. Die simulierten Kurven sind gegenüber den Kurven der Toleranzrechnung in Abschnitt 4.2.2 entlang der Ordinate verschoben, um die Wellenfrontabweichung des Systems durch die Formabweichung der Spiegel zu berücksichtigen.

Die gute Übereinstimmung mit der Simulation wird am Beispiel der Verschiebung entlang der y -Achse deutlich. Die Wellenfrontabweichung Δ_{rms} und Δ_{p-v} stimmen mit der Veränderung des nicht aberierten Systems überein. Die Verschiebung des Spiegelmoduls M2/M3 in T_x führt zu Abweichungen von der Vorhersage, da die gemessenen Größen Δ_{rms} und Δ_{p-v} höhere Änderungen in Abhängigkeit von der Verschiebung zeigen. Aus den Interferogrammen wird der besondere Einfluss von Abweichungen außerhalb der CA deutlich, die zu einem schnellen Anstieg des Wellenfrontfehlers führen. Im Besonderen dominieren die Aberrationen am rechten oberen Rand sowie am linken unteren Rand des Interferogramms die Veränderungen der Verschiebung des Spiegelmoduls. Diese Aberrationen werden auf die Oberflächenformabweichung des Primärspiegels, insbesondere in den Randbereichen (siehe Bild 5-4) zurückgeführt.

Notwendig für die Optimierung der Wellenfront bei der Montage ist die Manipulation von zwei Freiheitsgraden (T_x und T_y), da die Stiftbohrungen in der Struktur zur radialen Lagezuordnung der Spiegelmodule nicht hinreichend genau sind.

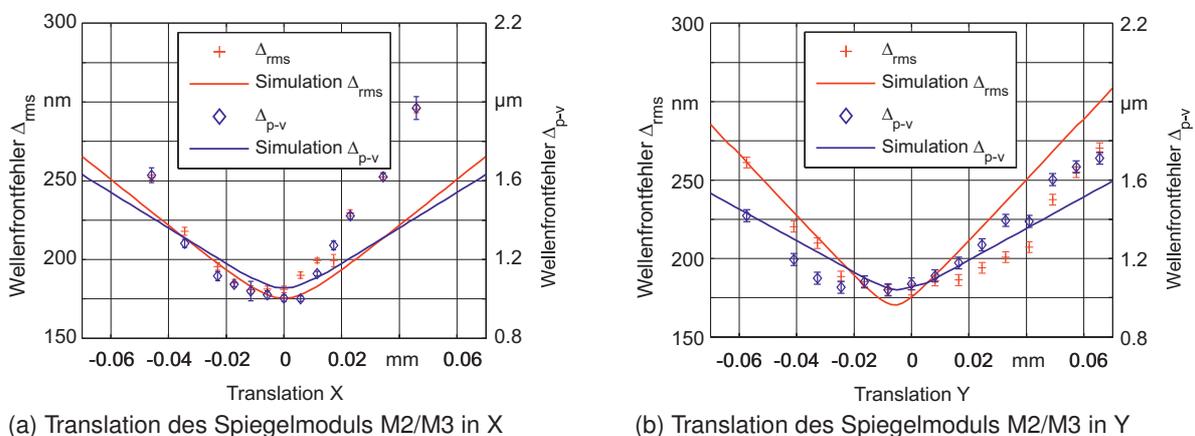
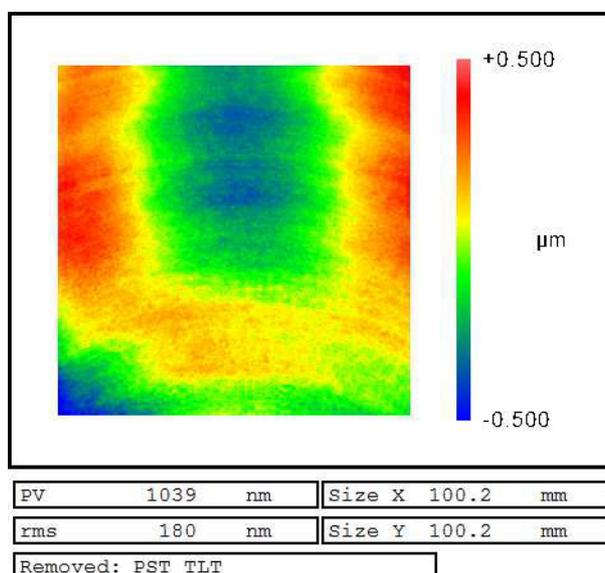


Bild 5-10: Verschiebung des Spiegelmoduls M2/M3 in x und y zum Fluchten der optischen Achsen der Spiegelmodule

Die Wellenfront des Teleskops in einfachem Durchgang ist in [Bild 5-11](#) dargestellt. Die ebene Wellenfront wird beim Durchgang durch das Teleskop um $\Delta_{rms} = 180 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 1,040 \text{ }\mu\text{m}$ deformiert. Der ermittelte Wellenfrontfehler ist der simulierten Wellenfront in [Bild 5-8](#) in Qualität und Quantität ähnlich. Übereinstimmend sind die zur Meridionalebene spiegelsymmetrischen Aberrationen sowie die Lage der Hoch- und Tiefpunkte. Unterschiedlich sind die deutlichen Drehstrukturen des gemessenen Wellenfrontfehlers und die deutlichen Anstiege. Die mittlere quadratische Abweichung der gemessenen Wellenfront ist 44 nm höher als der rms-Wert der Simulation. Die PV-Werte weichen $\approx 120 \text{ nm}$ voneinander ab. Die Abweichung wird durch die Messunsicherheiten der Profilometrie und die notwendige Filterung der Messdaten begründet. Lokale Anstiege haben großen Einfluss auf die Qualität der Abbildung.

Fehler, deren Ursache in der Dejustierung einzelner optischer Elemente liegen würde, hätten niederfrequente Aberrationen, wie z.B. Astigmatismus oder Defokus als Konsequenz. Da diese Fehler beim Vergleich von [Bild 5-11](#) und [Bild 5-8](#) nicht dominant sind, können die Differenzen nicht auf Dejustierungen der optischen Elemente im Strahlengang zurückgeführt werden.



[Bild 5-11](#): Wellenfrontfehler der Abbildung des rotationssymmetrischen Teleskops in einer CA von $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ im einfachen Durchgang

Der Defokus-Fehleranteil ist mit $\Delta_{PWR,PV} = 300 \text{ nm}$ gering. Ursache für den Defokus können die Abweichung des Abstands beider Spiegelmodule entlang der optischen Achse und die Radiusabweichungen der optischen Elemente sein. Aus der Größe des Defokus wird eine mögliche Verschiebung von $Tz = 7 \text{ }\mu\text{m}$ durch eine Kompensationsrechnung bestimmt. Da die Vorhersage der Wellenfront einen ähnlichen Defokus zeigt, wird die Aberration auf die Krümmungsabweichungen des Primärspiegels und des Tertiärspiegels zurückgeführt.

Der Astigmatismus der Wellenfront ist $\Delta_{AST,PV} = 940 \text{ nm}$. Ursache sind die Fehlereinflüsse der Formabweichung der optischen Elemente M1 und M3. Besonders die in [Bild 5-4](#) dargestellte Formabweichung der Spiegelfläche M1 trägt zur Ausbildung dieses Fehlers bei. Die Formabweichung des Spiegels in der Eingangsapertur hat nach der Toleranzrechnung einen besonderen Hebel auf die Wellenfrontabweichung des Teleskops. Ein Vergleich zwischen der Wellenfront und der Formabweichung des Primärspiegels ermöglicht die Rückführung von

Effekten im Randbereich der Abbildung, die die PV-Wellenfrontabweichung dominieren. Der Astigmatismus zeigt unterschiedliche Ausprägungen der Aberrationen in den Sagittal- und Meridionalschnitten, die auf eine radiale Korrektur der optischen Elemente schließen lassen, die einen nicht-rotationssymmetrischen Anteil aufweisen.

Fazit: Spiegelteleskop mit Rotationssymmetrie

Die Rotationssymmetrie von optischen Designs wird im Fertigungsprozess genutzt, um Toleranzen der Lagezuordnung von zwei optischen Elementen in einem Spiegelmodul im Submikrometer- bzw. Winkelsekundenbereich einzuhalten. Die Korrekturzyklen adressieren in einem zweidimensionalen Ansatz neben der Formabweichung der radialen asphärischen Profile auch die Lagezuordnung der optischen Elemente im Verbund des Spiegelmoduls. Dominante nicht-rotationssymmetrische Fehleranteile der Flächen können nicht korrigiert werden.

Die Lagezuordnung der im Modul zusammengefassten Spiegel verringert die Anzahl der notwendigen Justierfreiheitsgrade von 13 auf fünf. Durch die Bezugssysteme an den Spiegelmodulen, die in enger Lagetoleranz zu den Spiegelflächen in einem Maschinensetup hergestellt sind, wird die Anzahl der Justierfreiheitsgrade auf zwei verringert. Die Montage der Module an eine mechanische Struktur mit hoher Parallelität und Ebenheit der außen liegenden, UP-bearbeiteten Funktionsabsätze mit präzisiertem Abstand ist gegenüber dem Stand der Technik der Systemintegration von vier Einzelspiegeln an eine Struktur deutlich vereinfacht. Notwendig ist das radiale Fluchten der optischen Achsen durch das Verschieben eines Spiegelmoduls in T_x und T_y . Ein mechanisches Nacharbeiten oder Shimmen der Bezugsflächen der Montage ist nicht erforderlich. Die Position der optischen Flächen wird durch ein Bezugssystem für die Metrologie im Submikrometerbereich repräsentiert. Die Lagezuordnung der optischen Flächen ist daher bestimmt und exakt bekannt. Die Montage der optischen Elemente ist mittels des Bezugssystems für die Montage sehr effizient und ohne langwierige Iterationsschritte möglich.



(a) Spiegelmodul M2/M3



(b) Spiegelteleskop

Bild 5-12: IR-Spiegelteleskop mit vereinfachter Montagephilosophie

Das aufgebaute Teleskop erfüllt die Anforderungen an eine Abbildung mit einer Güte der Wellenfront von $\Delta_{rms} < \frac{\lambda}{14}$ bei $\lambda = 2,5 \mu\text{m}$ Zielwellenlänge. Somit ist das Teleskop nach Formel 2.2 im MIR und langwelligeren Teilen des NIR beugungsbegrenzt. Eine weitere Steigerung der Abbildungsqualität kann nur durch die Korrektur nicht-rotationssymmetrischer Fehleranteile

der Oberflächenformabweichung der Spiegel erzielt werden. Insbesondere der Primärspiegel zeigt einen großen Einfluss auf die Systemgüte.

Die entwickelten Verfahren zur Fertigung und Charakterisierung rotationssymmetrischer Off-Axis-Designs eröffnen die Möglichkeit der kosteneffizienten Herstellung von hochqualitativer abbildender Infraroptik. Die Prinzipien des mechanischen Aufbaus und die Fertigungsstrategien sind gut auf andere Optikschemata übertragbar. Insbesondere ermöglicht die einfache und fehlerresistente Montage der vorgefertigten Spiegelmodule eine Steigerung der Effektivität bei gleichbleibender Qualität der optischen Abbildung, die vorwiegend durch die Wellenfrontdeformationen der Einzelspiegel geprägt ist.

5.2 Spiegelteleskop mit Freiformfläche

Der in [Abschnitt 5.2](#) vorgestellte Freiformansatz zur Herstellung der optischen Fläche des Primärspiegels dient der Vermeidung und Korrektur des nicht-rotationssymmetrischen Fehleranteils. Der rotationssymmetrische Off-Axis-Primärspiegel wird durch eine geometrische Transformation als Freiformfläche im Zentrum der Drehspindel bearbeitet. Die Fräsbearbeitung in demselben Maschinenaufbau ermöglicht die Strukturierung von Bezugssystemen für die Metrologie und die Montage. Der Bearbeitungszyklus basiert auf einem dreidimensionalen Ansatz der Fehlererfassung und Korrektur durch eine erneute Diamantbearbeitung.

Die Integration des Primärspiegels in die Teleskopstruktur wird mittelbar durch einen Montagerahmen erzielt. Die ungerichtete Montage der optischen Elemente anhand äußerer Merkmale minimiert den Justieraufwand bei der Integration des Freiformteleskops.

5.2.1 Prozessparameter der Freiformbearbeitung

Die Bearbeitung des Freiformspiegels wird mit dem FTS-System *NFTS 6000* der Firma *Moore Nanotechnology Systems, LLC* mit einem maximalen Hub $z_{fts,max} = \pm 3$ mm durchgeführt. Die NC-Programmierung des Schnittpfades basiert auf einer Beschreibung der Freiformfläche in $27 \cdot 10^6$ Punkten in einem polaren Netz mit 3750 radialen und 7200 Winkelstützstellen. Für einen Bearbeitungsdurchmesser d von 150 mm resultiert eine radiale Stützstellenweite r_{inc} von $20 \mu\text{m}$ und eine maximale tangentielle Stützstellenweite von $65 \mu\text{m}$ bei einem Winkelinkrement φ_{inc} von $\frac{1}{20}^\circ$. Diese feine Auflösung des Bearbeitungsnetzes ist notwendig, da die bilineare Interpolation der Steuerung zwischen Stützstellen bei nicht hinreichender Netzdichte zu Sehnenfehlern der Approximation der gekrümmten Fläche führt. Dem Vorhalt des Werkzeugradius liegt die in [Abschnitt 4.5.4](#) beschriebene numerische Radiuskorrektur zugrunde. Aufgrund der $C1$ -Stetigkeit der Flächenbeschreibung der Off-Axis-Asphäre ist der Werkzeugpfad stetig.

Die Steuerung des FTS verarbeitet 7500 Befehlszeilen in einer Sekunde. Bei einem Vorschub $f = 5 \mu\text{m}$ und einer radialen Stützstellenweite $r_{inc} = 20 \mu\text{m}$ sind alle vier Umdrehungen der Spindel die Daten des Werkzeugpfades nachzuladen. Bei 7200 Winkelstützstellen im Vollkreis ist eine Drehzahl $n_{max} = 250 \text{ min}^{-1}$ möglich. Das verwendete FTS-System folgt einer sinusförmigen Schwingung mit einer Amplitude $z_{fts} = 100 \mu\text{m}$ mit 160 Hz bei einer maximalen Beschleunigung a_{max} des Werkzeugschlittens von $49,1 \text{ m/s}^2$ [MOO07]. Die Bearbeitung des Primärspiegels mit einer Drehzahl von $n = 200 \text{ min}^{-1}$ erfolgt im unteren Dynamikbereich des FTS-Systems. Die maximale Beschleunigung beträgt $a_{fts,max} = 0,14 \text{ m/s}^2$ bei der FTS-Bearbeitung.

Die Schnittparameter werden bei einer Drehzahl von $n = 200 \text{ min}^{-1}$ so gewählt, dass die theoretische Rauheit $\Delta_{rms,th} < 3 \text{ nm}$ ist. [Tabelle 5-4](#) fasst die Parameter zusammen. Die Schnittdauer des Primärspiegels ist 75 min. Die Parameter zur Herstellung des Faltspiegels und der drehend hergestellten Bezugsflächen für die Integration des Spiegels in den Montagerahmen sind an die Ableitungen in [Abschnitt 5.1.1](#) angelehnt.

Tabelle 5-4: Schnittdaten zur Herstellung des Freiformspiegels M1

Schnittdaten	M1
Werkzeugradius r_c	0,457 mm
Drehzahl n	200 min ⁻¹
Vorschubgeschwindigkeit v_f	1 mm/min
Vorschub f	5 μm
Schnitttiefe $a_{p\ rough}$	10 μm
Schnitttiefe $a_{p\ finish}$	6 μm
Rautiefe $\Delta_{PV,th}$	6,83 nm
quadratischer Mittenrauwert $\Delta_{rms,th}$	2,04 nm

5.2.2 Freiformkorrektur

Die Herstellung der Spiegels wird auf der Ultrapräzisionsdrehmaschine Nanotech® 450 UPL von Moore Nanotechnology Systems, LLC mit einer zusätzlichen Frässpindel durchgeführt. Die Bearbeitungsfolge innerhalb des Korrekturzyklus ist:

1. Drehbearbeitung des Freiformspiegels,
2. Fräsbearbeitung des Bezugssystems für die Metrologie und
3. Dreh- und Fräsbearbeitung des Bezugssystems für die Montage.

Die Formkorrektur basiert auf der interferometrischen Erfassung der Formabweichung der Freiformfläche. Bild 5-13 zeigt den Testarm des Interferometeraufbaus. Der Primärspiegel ist an einem manuellen Sechs-Achs-Versteller zur Justierung des optischen Elements im Strahlengang aufgehängt. Vor der Justierung des Spiegels werden die Kippfreiheitsgrade des CGH an einem manuellen Zwei-Achs-Versteller entsprechend des Reflexionsgitters zur einfallenden Wellenfront der TF eingestellt.

Da die Bezugselemente und die Prüffläche beim Erstaufbau und Rüsten des Testarms nicht im Fangbereich des Interferometers sind, werden die Fokuspunkte der einfallenden Wellenfronten mit den von den Bezugselementen reflektierten Strahlen auf einer halbtransparenten Mattscheibe sichtbar gemacht und grob im Strahlengang zur Überdeckung gebracht. Diese Ausrichtung ist nur vor der initialen Messung vorzunehmen. Bild 5-14a zeigt das Kamerabild des Interferometers im „Ausrichten“ Modus. Ein grobes Justieren des Prüfaufbaus ist vorteilhaft in dieser Ansicht möglich. Die sichtbaren Reflexe sind der helle Prüfreflex der Freiformfläche im Zentrum und vier große Bezugsreflexe in der Peripherie, die von den Bezugselementen und den Hilfshologrammen verursacht sind. Weitere Reflexe in Bild 5-14a werden durch Spiegelungen an der Rückseite der TF, den Grenzflächen des CGH-Substrates sowie von höheren Beugungsordnungen der Mikrooptik verursacht.

Nach der Positionierung der Bezugselemente im Fangbereich des Interferometers, wird die Prüfoberfläche ausschließlich nach den Bezugsinterferogrammen ausgerichtet. Die Justierung wird nach folgendem Schema empfohlen:

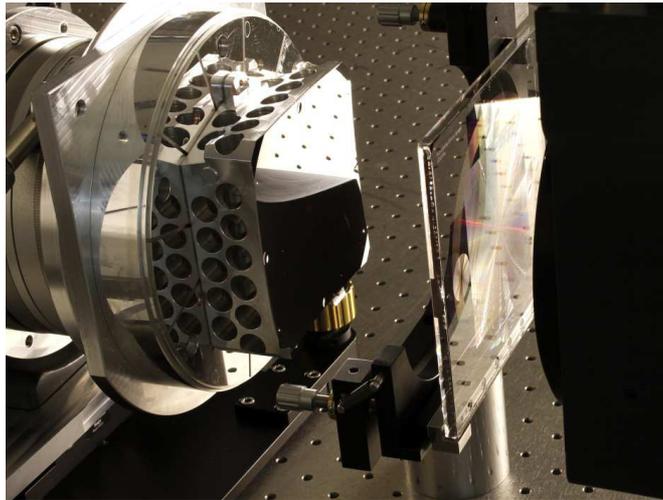
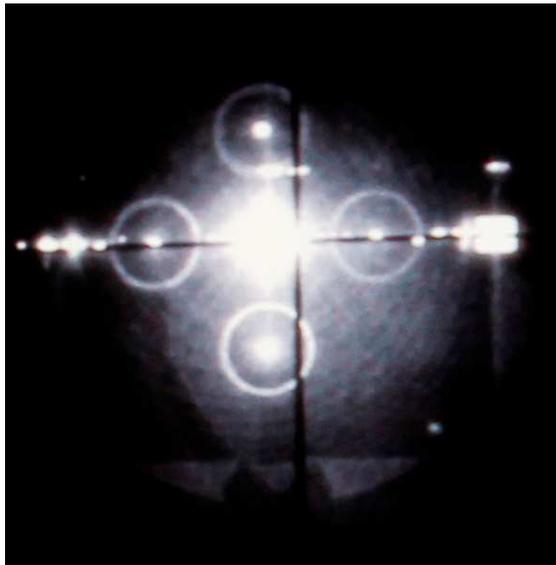


Bild 5-13: Messaufbau zur interferometrischen Prüfung der Freiformfläche des Primärspiegels. Die Hilfshologramme am CGH stehen in optischer Wechselwirkung mit Bezugselementen am Spiegel und ermöglichen das Ausrichten des Messaufbaus in acht funktionsrelevanten Freiheitsgraden.

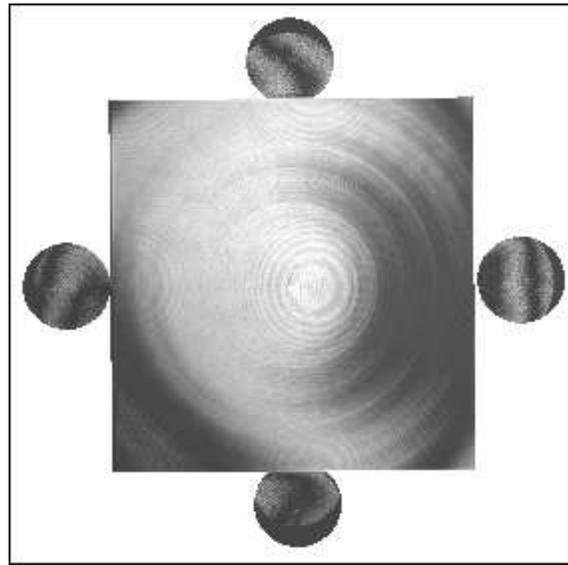
1. Im defokussierten Zustand die Drehung R_z manipulieren, um die Defokusringe aller Elemente symmetrisch auszurichten.
2. In einem radial verschobenen Zustand die Translation T_z manipulieren, um das Streifenbild zu fokussieren (gerade Streifen).
3. Wechselseitig eine Richtung T_x oder T_y verschieben und die korrespondierende Kippung R_y oder R_x eindrehen.

Bild 5-14b zeigt das nach den Bezugselementen ausgerichtete Interferogramm der Prüffläche und der Bezugsflächen. Die sichtbaren Streifenbilder in den Bezugsinterferogrammen deuten auf eine Form- und Positionsabweichung der Bezugselemente hin. Die aus den maskierten Abschnitten ermittelte Formabweichung der Bezugselemente ist $\Delta_{rms} = 40 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 250 \text{ nm}$. Diese Formabweichungen stimmen mit den Ergebnissen der Bezugsgeometrie in [Abschnitt 4.5.4](#) überein. Die Optiks simulation belegt, dass eine radiale Verschiebung von $T_x = 1 \text{ }\mu\text{m}$ ein Interferogramm mit einem Streifen hervorruft. Somit sind die Streifenbilder der Bezugsinterferogramme innerhalb der abgeleiteten Toleranz des Mikrofräsprozesses hinsichtlich Form- und Positionsabweichung. Da alle Bezugselemente auf einem Teilkreisdurchmesser positioniert sind und der Restfehler in einer radialen Verschiebung der Bezugselemente vermutet wird, ist eine Mittelung der Verschiebung zielführend. Die Positionierung des Freiformspiegels mit einer Genauigkeit unterhalb eines μm wird durch die Bezugsinterferogramme erzielt. Die Justierung der Freiheitsgrade am manuellen Sechs-Achs-Versteller ist sehr sensitiv. Limitiert wird die Feinstellung durch die Empfindlichkeit der Mikrometerschrauben von $0,5 \text{ }\mu\text{m}$ und den ergonomischen Einflussfaktoren des Sechs-Achs-Verstellers.

Für die Übertragung des Interferogramms in die Oberflächenformabweichung werden die Messdaten der Wellenfrontabweichung mit dem Faktor $\frac{1}{2}$ skaliert und entsprechend der optischen Funktion des CGHs lateral entzerrt. Da die Koordinatenzuordnung der Mikrooptik zum



(a) Ausrichten im „Kamera Modus“



(b) Interferogramm der Prüffläche und der ausgerichteten Bezugselemente

Bild 5-14: Interferometrische Ausrichtung des Freiformspiegels nach dem gefrästen Bezugssystem und Hilfshologrammen auf dem CGH nach SCHEIDING ET AL. [SCH13]

Spiegel nahezu einer linearen Funktion folgt, wird die laterale Entzerrung durch skalare Korrekturkoeffizienten in x und y erzielt.

Die Aufbereitung der Daten beinhaltet eine Glättung mit einem Medianfilter, um Fehleranteile mit hohen Ortsfrequenzen zu reduzieren und gleichzeitig Details der Formabweichung im Randbereich der Apertur zu erhalten. Der Rangordnungsfiler wird verwendet, um die Nachteile eines Faltungsfilters zu umgehen. Insbesondere in Randbereichen führen Faltungsfiler zum deutlichen Datenverlust. Die Extrapolation der Messdaten auf einen Durchmesser d von 150 mm wird durch eine manuelle Vorgabe von Randwerten in eine Interpolation überführt. Die Dynamik des Bearbeitungsprozesses wird durch eine $C2$ -Stetigkeit der Beschreibung der Korrekturfläche in polarer Richtung begünstigt, da so hohe Beschleunigungen des FTS-Schlittens vermieden werden. Die Interpolation der Messdaten an den Stellen der Designfläche wird in der polaren Ebene durchgeführt. Dazu werden die aufbereiteten Messdaten mit kubischen Splines zwischen je drei Datenpunkten mit einer $C2$ -Stetigkeit in den Übergängen interpoliert. Die Splinefläche wird an den Stützstellen der Geometriebeschreibung der Freiformfläche entwickelt. Da diese Interpolationsalgorithmen in Programmen zur numerischen Berechnung implementiert sind (z. B. MATLAB), wird für eine detaillierte Beschreibung auf DEBOOR [DEB01] verwiesen. Die Flächenkorrektur basiert auf einer Subtraktion des Formfehlers in den Stützstellen der Flächenbeschreibung von der Designfläche (vgl. [Bild 4-14](#)). Die Radiuskorrektur und Ableitung des Schnittpfades wird anhand der modifizierten Zielfläche berechnet.

Der Formfehler der initialen Freiformbearbeitung ist in [Bild 5-15a](#) dargestellt. Obwohl die Designfläche eine Asymmetrie von $120\ \mu\text{m}$ zu einer Rotationsfläche aufweist, ist der Fehler sehr rotationssymmetrisch. Ein Einfluss der Dynamik des Freiformmoduls durch geschwindigkeits- oder beschleunigungsabhängige Fehleranteile ist nicht ableitbar. Der Fehler wird durch einen Krümmungsfehler dominiert, der mit konzentrischen Erhöhungen und Tiefen überlagert ist.

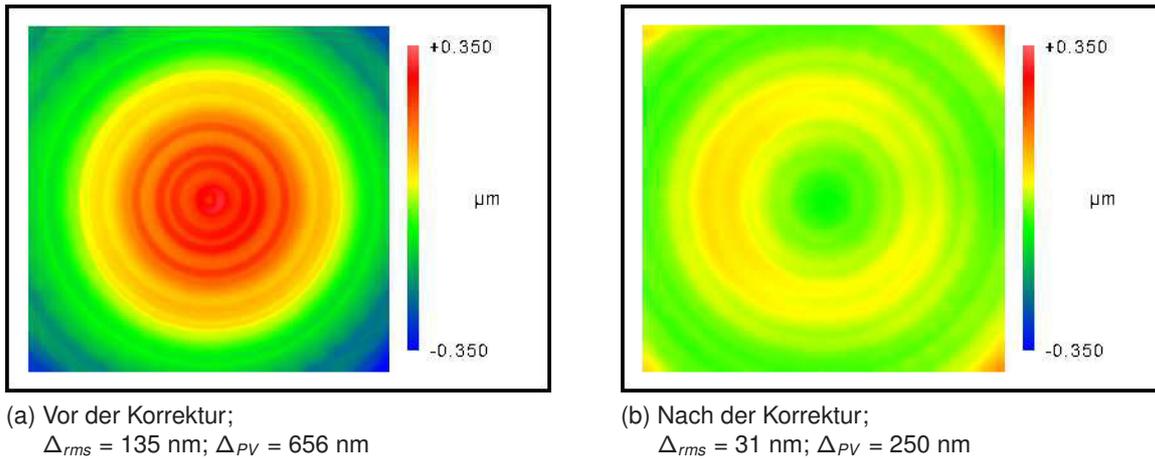


Bild 5-15: Ergebnisse der interferometrischen Messung des Freiformspiegels nach Ausrichtung des optischen Elementes nach dem gefrästen Bezugssystem; Korrekturergebnis der dreidimensionalen Formkorrektur; freie Apertur des Spiegels $101,7 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$

Ursachen sind der Radiusfehler der Werkzeugkontur sowie die Welligkeit der Schneide. Der Formfehler von $\Delta_{rms} = 135 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 656 \text{ nm}$ ist für einen unkorrigierten Schnitt als gering zu bewerten.

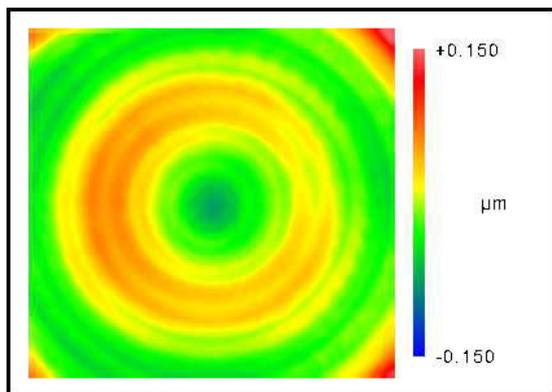
Die Korrektur der Freiformfläche durch einen flächenhaften Ansatz der Verrechnung der in Bild 5-15a dargestellten Fehlerkarte führt zu einer Reduktion der Formabweichung um den Faktor vier, bezogen auf die Oberflächenformabweichung Δ_{rms} . Der residuale Fehler in Bild 5-15b wird durch konzentrische Ringstrukturen und Erhöhungen der Oberflächenformabweichung in den Ecken bestimmt. Als Ursache der Ringstrukturen werden thermische Veränderungen im Maschinenaufbau mit einer Periodendauer von 10 min bis 15 min oder höhere Schnittkräfte aufgrund eines fortschreitenden Werkzeugverschleißes angenommen. Der Formfehler von $\Delta_{PV} = 250 \text{ nm}$; $\Delta_{rms} = 31 \text{ nm}$ über einen Messbereich von $101,7 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ ist für die Freiformbearbeitung eines Metallspiegels mit teilweise unterbrochenem Schnitt als äußerst gering zu bewerten. Die Ergebnisse wurden mit einem zweiten Freiformspiegel gleicher Geometrie, der nicht für den Einbau in das Teleskop vorgesehen ist, reproduziert [SCH11a].

Überprüfung der Ergebnisse durch taktile Profilometrie

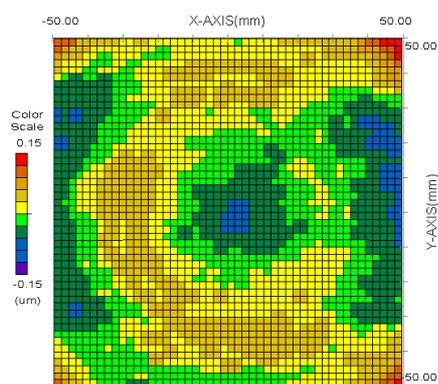
Die Ausrichtung der Freiformfläche nach dem optischen Bezugssystemen am Spiegel und am CGH im Testarm des Interferometers ist ein neuer Ansatz zur Lagezuordnung der Elemente im Prüfaufbau. Die Überprüfung der Messergebnisse mit einer zweiten Referenzmessung mit einem anderen Messverfahren ist zur Verifizierung des neuen Metrologieansatzes erforderlich.

Der Freiformspiegel wird zusätzlich zur interferometrischen Messung mit der in Abschnitt 4.5.3 beschriebenen taktile Profilometrie mit einem „Ultrahigh Accurate 3D-Profilometer“ (UA3P-5) der *Panasonic Corporation* charakterisiert. Die Lagezuordnung der optischen Fläche im Messsystem und die Ausrichtung der Messdaten erfolgt durch ein Bezugssystem für die Profilometrie, das außerhalb der CA des Spiegels strukturiert ist (vgl. Bild 4-15). Die in Abschnitt 4.3.3 beschriebenen Algorithmen werden zur Ausrichtung der Messdaten angewandt. Zur Erfassung der Form scannt ein Diamant-Tastkörper mit einem Radius von $2 \text{ }\mu\text{m}$ mäanderförmig

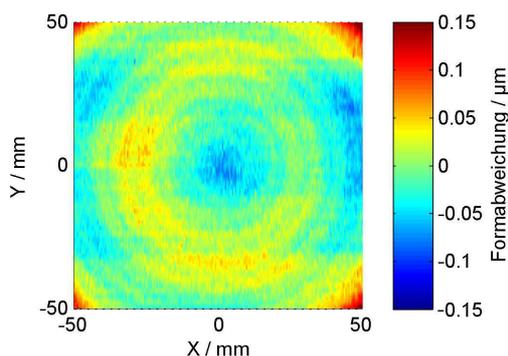
über die Oberfläche. Bei einem Bahnversatz von 2 mm werden auf dem Messpfad in einem Abstand von 50 μm Punkte aufgezeichnet. Im Vergleich zur interferometrischen Messung ist beim taktilen Scannen der Aufwand zum Rüsten des Aufbaus wesentlich geringer, die Messzeit von 52 min ist deutlich länger. Fehler, deren Ursache eine allmähliche Veränderung der Messbedingungen sind, haben einen Einfluss auf das Resultat. Ebenso ist eine arithmetische Mittelung mehrerer Messungen zur Reduzierung des Einflusses statistischer Fehler nur bei einer interferometrischen Messung effizient möglich.



(a) Interferometrische Messung der Freiform mit CGH: $\Delta_{rms} = 31 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 250 \text{ nm}$



(b) Taktile UA3P Messung / interne Verarbeitung: $\Delta_{rms} = 30 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 277 \text{ nm}$



(c) Taktile UA3P Messung / externe Verarbeitung: $\Delta_{rms} = 28 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 290 \text{ nm}$

Bild 5-16: Vergleich der interferometrischen Messung der Freiformfläche mittels diffraktivem Nullkompensators mit der taktilen Messung mit unterschiedlicher Repräsentation der Design-Geometrie [SCH13]

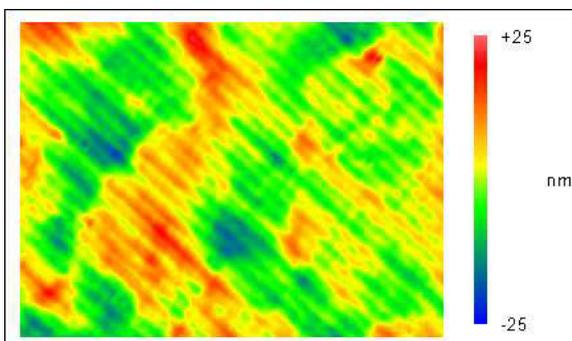
Bild 5-16 ist eine vergleichende Gegenüberstellung der Ergebnisse der Messverfahren. Die Fehlerkarten verdeutlichen die Abweichungen von der Design-Geometrie. Ein Best-Fit-Radius ist nicht subtrahiert. Bild 5-16a ist die Fehlerkarte der Oberfläche nach der interferometrischen Messung. Bild 5-16b und Bild 5-16c zeigen die Messergebnisse derselben taktilen Messreihe mit unterschiedlicher Auswertung der Messdaten. Die Beschreibung der Design-Freiform in Bild 5-16b ist eine UA3P interne Freiformrepräsentation nach DEBOOR UND CONTE [DEB72]. Der mathematischen Beschreibung der Designfläche in Bild 5-16c liegt ein Ansatz mit kubischen Splines und einer vollständigen Auswertung in der Mathematiksoftware MATLAB zugrunde. Die Messergebnisse der taktilen Profilometrie werden gefiltert, um den Einfluss statistischer Messfehler zu kompensieren.

Die Gütekriterien der Oberflächenformabweichung Δ_{rms} der verschiedenen Messverfahren stimmen sehr gut überein. Die Schwankung um den arithmetischen Mittelwert $\Delta_{rms} = 29,6$ nm ist kleiner als ± 2 nm. Die Fehlerkarten stimmen qualitativ gut überein. Die konzentrischen Erhöhungen des Formfehlers sind in den Messdaten aus [Bild 5-16](#) sehr ähnlich. Der PV-Wert wird durch das Zentrum und die Ecken der CA dominiert. Die Abweichungen des PV-Wertes von 40 nm wird im Rauschen des taktilen Messsignals beim Scannen der Oberfläche vermutet.

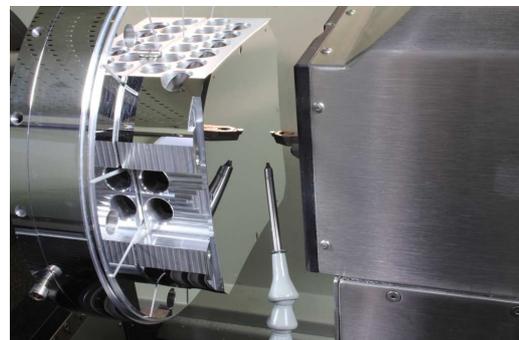
Die Unterschiede der Messverfahren sind generisch. Die mathematische Beschreibung, die Datendichte und Filter tragen ebenso wie die variierende Ortsauflösung und damit Bandbreite der Ortsfrequenz zu grundsätzlichen Abweichungen bei. Diese Aspekte sind als mögliche Fehlerquellen zu betrachten. Die Pfeilhöhenabweichung des Interferogramms muss in Normalenrichtung des Flächenelementes interpretiert werden, während der Fehleranteil der taktilen Messung in einem gemeinsamen Koordinatensystem in z -Richtung liegt [ISO14999]. Die Verifizierung der Messergebnisse mit einer taktilen Referenzmessung mit einem profilometrischen Ansatz bestätigt aufgrund der sehr geringen Abweichungen die Qualität und Quantität der Methode [SCH13].

Oberflächenfeingestalt der Spiegel

Die Mikrorauheit der Spiegel wird durch Weißlichtinterferometrie mit einem *Zygo NewView 600* mit einem $50\times$ Objektiv in einem Messfeld von $140\ \mu\text{m} \times 110\ \mu\text{m}$ ermittelt. Das verwendete Objektiv mit einer Numerischen Apertur von $NA = 0,55$ löst laterale Strukturen im Submikrometerbereich auf. Die Oberflächenstruktur in [Bild 5-17a](#) zeigt die für das Diamantdrehen typischen Drehrillen. Obwohl die Rauheit im Vergleich zur Bearbeitung des Primärspiegels mit einem klassischen Ansatz höher ist, sind Einflüsse des FTS-Systems oder der Programmierung nicht auffällig. Die mittlere quadratische Rauheit von $\Delta_{rms} = 6$ nm lässt eine Verwendung des Spiegels im IR ohne signifikante Streuverluste zu. Die Näherung des an der Fläche diffus gestreuten Lichtes TIS ist nach [Formel 2.3](#) bei Einstrahlung mit einer Wellenlänge von $\lambda = 1\ \mu\text{m}$ 0,57 %. Streuverluste an der Spiegelfläche und Beugung stören nur im Bereich des kurzwelligen NIR und VIS die Abbildung.



(a) Mikrorauheit des Freiformspiegels in einem Messfeld von $140\ \mu\text{m} \times 110\ \mu\text{m}$; $\Delta_{rms} = 5,96$ nm



(b) Freiformspiegel M1 nach der UP-Bearbeitung im Maschinenaufbau

[Bild 5-17](#): Oberflächenfeingestalt des Freiformspiegels

5.2.3 Montage des Spiegelmoduls

Der Einbau des Freiformspiegels in das Spiegelmodul ist eine ungerichtete Montage anhand äußerer Merkmale. Die Lagezuordnung des Primärspiegels zum Faltspiegel und dem Bezugssystem zur Integration wird über mikrospanend bearbeitete Bezüge mit geringen Form- und Positionsabweichungen realisiert. Die mechanische Transformation der Kippung ist durch die Paarung einer planen Bezugsebene am Rahmen mit einer mikrospanend gefrästen, schiefen Bezugsebene am Spiegelkörper hergestellt. Die radiale Ausrichtung des Primärspiegels wird durch mikrospanend gefräste, konische Bezugsflächen, die Sitze für Rubinkugeln vom „Grade“ 3 sind erzielt. Die Koppelstelle wird durch den punktförmigen Kontakt der Rubinkugeln gegen den UP-bearbeiteten Mantel des Spiegelkörpers hergestellt. Durch die Verwendung von zwei Rubinkugeln wird das Zentrum des Spiegelkörpers analog zum Prinzip einer V-Nut bestimmt. Die Rotation um die Achse des Spiegelkörpers wird durch einen Passstift in einer konventionell hergestellten Bohrung gesichert. Diese Bohrung wird für die Ausrichtung des Rahmens bei der UP-Bearbeitung verwendet.

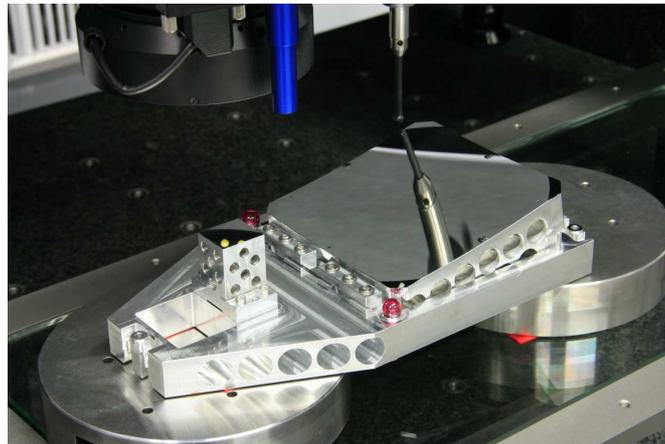


Bild 5-18: Verifizierung des Integrationsergebnisses des Freiformspiegels M1 in das Spiegelmodul M1/FM auf einem KMG.

Die Position des Freiformspiegels im Spiegelmodul wird durch Koordinatenmesstechnik überprüft. Bezugsflächen am Spiegelkörper dienen als Antastgeometrien zur Ermittlung der Position des optischen Elementes relativ zu den Montageschchnittstellen für den Zusammenbau der optischen Anordnung. Die Lageabweichungen sind in Tabelle 5-5 zusammengefasst.

Tabelle 5-5: Lagezuordnung des Primärspiegels im Spiegelmodul

Funktionsrelevanter Freiheitsgrad	Abweichung
Translation Tx	2,5 μm
Translation Ty	1,6 μm
Translation Tz	-1,1 μm
Neigung Azimut	28''
Neigung Höhe	1''

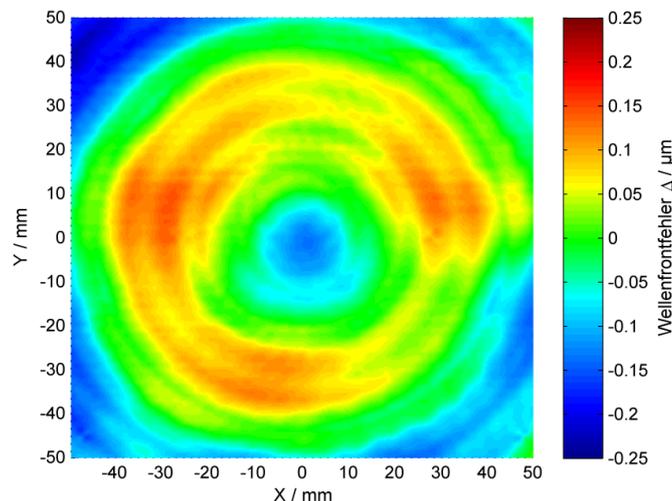
Die ungerichtete Montage erfüllt die Anforderungen des Toleranzbudgets. Die Abweichungen der Position und der Neigung sind vergleichbar zum Stand der Technik der Montage von Rundoptiken kleiner Durchmesser mittels Justierdrehverfahren. Die Abweichung der azimuthalen Neigung resultiert aus der Verdrehung des Spiegels um die Achse des Mantelzylinders. Dieser Freiheitsgrad wird durch ein konventionell hergestelltes Bezugselement (Passstift in Bohrung gegen Anschlag am Spiegel) gebunden. Die Bindung der Freiheitsgrade durch UP-bearbeitete Bezugselemente zeigt eine deutlich geringere Abweichung. Die erzielte Montagequalität ist gemäß der Abschätzungen in [Tabelle 2-2](#) ebenso für Systeme im VIS und UV zu verwenden.

5.2.4 Systemmontage und Charakterisierung

Das Spiegelmodul M2/M3 wird unverändert in das Freiformteleskop integriert. Die Bearbeitung der Rahmenstruktur zur Einstellung des Abstandes beider Spiegelmodule sowie deren Verkip-pungen um Achsen senkrecht zur optischen Achse erfolgt analog zu [Abschnitt 5.1.4](#) und wird daher nicht eingehend ausgeführt.

Vorhersage der Wellenfront

Analog zu [Abschnitt 5.1.5](#) wird zum Abschätzen der Gütekriterien der Abbildung die Systemperformance mit der Software *ZEMAX* von *Radiant Zemax, LLC* simuliert. Die taktil und interferometrisch charakterisierten Spiegelformen werden an den nominell richtigen Positionen platziert und die Form der Wellenfront wird mittels Ray-Tracing mit einem Bündel aus 1024×1024 Strahlen errechnet. [Bild 5-19](#) zeigt die Vorhersage des WFE des Freiformteleskops bei idealer Platzierung der Flächen.



[Bild 5-19](#): Simulation der Wellenfront des Freiformteleskops mit den Oberflächenformabweichungen der Spiegel $\Delta_{rms} = 74 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 380 \text{ nm}$

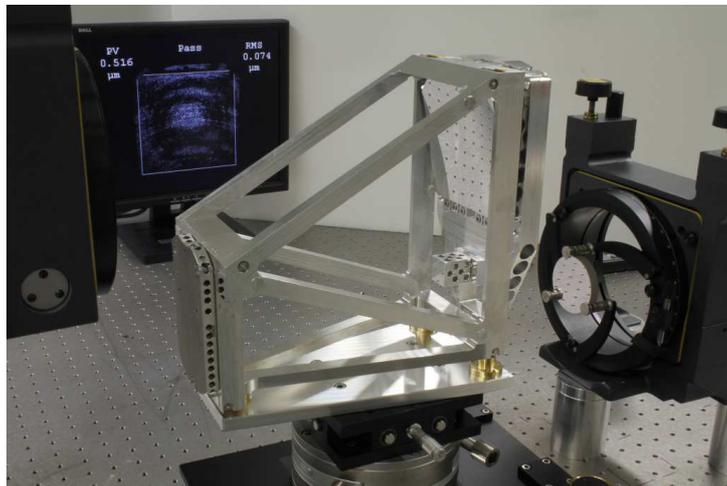
Der simulierte Wellenfrontfehler ist $\Delta_{rms} = 74 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 380 \text{ nm}$. Der Wellenfrontfehler ist durch die Formabweichung des Primärspiegels geprägt. Die konzentrische Ringstruktur dominiert das Fehlerbild. Der Einfluss der Spiegel M2 und M3 ist in der Modulation der Abweichung auf dem konzentrischen Ring sichtbar. Nach [Formel 2.2](#) ist die Definitionshelligkeit des Sys-

tems bei einer Wellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ $V = 0,78$ und damit annähernd beugungsbegrenzt im NIR.

Im Vergleich zur Simulation der Wellenfront des rotationssymmetrischen Systems ist die Abbildungsgüte signifikant verbessert. Die Steigerung der Definitionshelligkeit V von 43 % auf 78 % durch die Substitution des Primärspiegels belegt den Einfluss der Korrektur nicht-rotationssymmetrischer Fehleranteile, insbesondere da gleiche optische Elemente (M2, M3) und eine ideale Positionierung im Strahlengang vorausgesetzt werden.

Vereinfachte Systemmontage

Die ungerichtete Montage anhand äußerer Merkmale wird analog zur beschriebenen Montage des rotationssymmetrischen Teleskops durchgeführt. Da die Spiegel M1/FM und M2/M3 jeweils in Spiegelmodulen zusammengefasst sind und die Bezugssysteme der beschriebenen Ansätze gleich sind, wird für eingehende Beschreibung des Messaufbaus auf [Abschnitt 5.1.5](#) verwiesen. Der Versuchsaufbau zur interferometrischen Prüfung der Wellenfront des Teleskops mit einem Freiformspiegel ist in [Bild 5-20](#) gezeigt.



[Bild 5-20](#): Messaufbau zur Systemcharakterisierung

Nach der Erstmontage aller optischen Elemente der Abbildungsoptik und Ausrichtung des Planspiegels ist die Abbildung in der CA vollständig im Fangbereich des Interferometers. Durch Variation der radialen Position der Spiegelbaugruppe M2/M3 können die optischen Achsen angeglichen werden. Innerhalb weniger Minuten kann mit deterministischen Indikatoren für die Richtung und Größe der Verschiebung der Spiegelbaugruppe M2/M3 eine Wellenfront mit geringem Astigmatismus erzielt werden. Die Ausrichtung der Achse des Astigmatismus (45° oder 90°) wird genutzt, um die Richtung der Verschiebung des Moduls M2/M3 in T_x oder T_y zu unterscheiden. Eine Dejustierung des Luftabstandes beider Spiegelmodule führt zu einem Fokus der sonst afokalen Optik.

[Bild 5-21](#) zeigt die gute Übereinstimmung der geometrischen Optiks simulation des idealen Optikschemas mit den Messergebnissen der Wellenfront des Teleskops. Aufgetragen sind die Gütekriterien der Wellenfrontabweichung Δ_{rms} und Δ_{PV} gegen die Manipulation der funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Translation des Spiegelmoduls M2/M3 in T_x und T_y . Die theoretischen Kurven der Simulation sind entlang der Abszisse verschoben, um den initialen

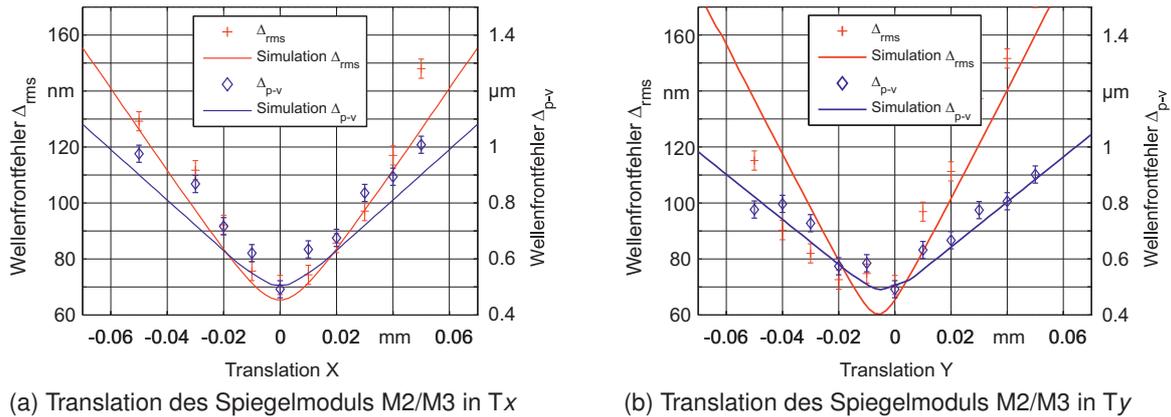


Bild 5-21: Verschiebung des Spiegelmoduls M2/M3 in Tx und Ty zum Fluchten der optischen Achsen des Freiformteleskops

Wellenfrontfehler aufgrund der Oberflächenformabweichungen der optischen Elemente zu berücksichtigen. Die eingetragenen Werte sind eine arithmetische Mittelung von fünf Einzelmessungen. Die Systemperformance beim Dejustieren der Spiegelmodule mit der theoretischen Vorhersage der Toleranzrechnung wird durch die Übereinstimmung belegt.

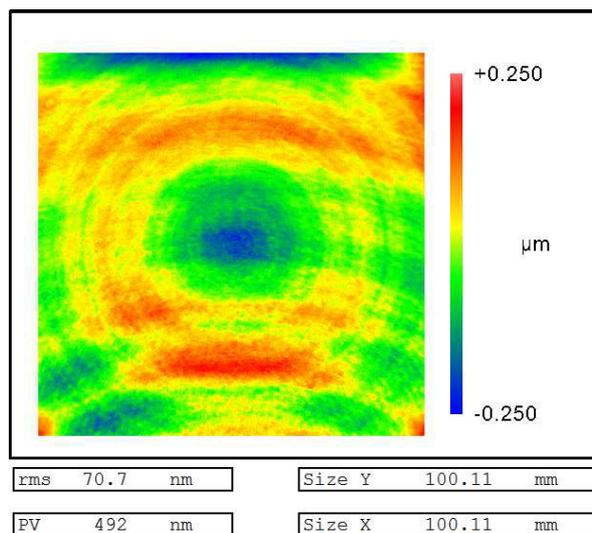


Bild 5-22: Wellenfrontabweichung des Teleskops mit dem Freiform-Primärspiegel in einfachem Durchgang $\Delta_{rms} = 70,7$ nm; $\Delta_{PV} = 492$ nm

Die Wellenfront des Teleskops ist in Bild 5-22 dargestellt. Die Wellenfrontabweichung innerhalb der CA von $100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$ beträgt bei einfachem Durchlauf durch die optische Bank $\Delta_{rms} = 71$ nm; $\Delta_{PV} = 492$ nm. Der Einfluss der Oberflächenformabweichung des Primärspiegels auf die Wellenfrontdeformation des Teleskops ist signifikant. Die konzentrischen Aberrationen des Primärspiegels werden durch weitere Wellenfrontabweichungen, hervorgerufen durch die Spiegelemente M2, M3 und FM, überlagert. Die Übereinstimmung der gemessenen Wellenfront mit der Vorhersage ist in Hinsicht auf die Gütekriterien der Wellenfrontabweichung Δ_{rms} und Δ_{PV} hervorzuheben. Die qualitative Übereinstimmung der Wellenfront ist im Wesentlichen auf die Dominanz des Primärspiegels beschränkt. Insbesondere in Rand-

bereichen weicht die Vorhersage von der gemessenen Wellenfront ab. Die Ursachen werden in der Messunsicherheit der taktilen Messmethode der optischen Flächen durch Profilometrie sowie der anschließenden Interpolation der streuenden Messdaten zu C^2 -stetigen Flächen angenommen.

Die Systemmontage ist durch die Zusammenfassung der Spiegel in Modulen und der Ausrichtung der Module anhand äußerer Merkmale sehr effizient. Fehlstellungen der Spiegel, die typischerweise niederfrequente Aberrationen hervorrufen, sind aus der gemessenen Wellenfront nicht nachweisbar abzuleiten.

Fazit: Spiegelteleskop mit Freiformfläche

Der Ansatz zur flächenhaften Korrektur basiert auf einer eindeutigen, schnellen und rückwirkungsfreien Methode der Oberflächenmesstechnik der gesamten Apertur. Der Einfluss statistischer Größen auf den Korrekturprozess wird durch den interferometrischen, flächenhaften Messansatz minimiert. Die Ausrichtung des Freiformelementes nach einem optischen Bezugssystem im Messaufbau ermöglicht, neben der Erfassung höherfrequenter Aberrationen, auch die Charakterisierung der Radiusabweichung. Der neuartige Ansatz zur Ausrichtung des Testarms bereichert den Stand der Technik der Interferometrie. Ohne aufwendige Messaufbauten und ohne Verwendung höchstauflösender Linearmaßstäbe kann sowohl die Flächenkipfung als auch die Abweichung von der sphärischen Wellenfront ermittelt werden. Wissenschaftlich-technologisch erweitert die vorgestellte Methode die interferometrische Messung, um den Vorteil einer Absolutprüfung, um die tatsächliche Abweichung von der Design-Geometrie bestimmen zu können. Die Methode ist für die Charakterisierung sehr komplexer Freiformgeometrien, wie z. B. bikonische Flächen eines anamorphen optischen Systems geeignet. Als Nachteil sind der erhöhte Aufwand und die Kosten für CGH und Justiervorrichtungen zu nennen. Vorteilhaft ist die sehr hohe Reproduzierbarkeit der Messung, ein sehr niedriges Signal-Rausch-Verhältnis und die annähernd isotrope Ortsfrequenz der Messdaten.

Die Systemintegration des Freiformspiegels in das Spiegelmodul ist durch die eindeutige Lagezuordnung der optischen Elemente mit Toleranzen $< \pm 3 \mu\text{m}$ demonstriert. Mikrospanend bearbeitete Bezugsflächen werden in einer gemeinsamen Maschinenaufspannung mit der optischen Fläche des Freiformspiegels und des Faltspiegels bearbeitet. Die ungerichtete Montage des Spiegels in das Modul anhand äußerer Merkmale ist aufgrund der geringen Form- und Lageabweichung der Bezugssysteme für die Montage zielführend.

Zur Systemintegration der Spiegelmodule und der Struktur zum Teleskop sind die optischen Achsen der Spiegelmodule zu fluchten. Dazu ist eine Manipulation von zwei Freiheitsgraden, also die Translation eines Spiegelmoduls in T_x und T_y notwendig. Die Justierung unter interferometrischer Kontrolle der Wellenfront ist sehr effizient, da ein mechanisches Nacharbeiten von Koppelstellen nicht erforderlich ist. Die Montage der Module an eine mechanische Struktur mit hoher Parallelität und Ebenheit der außen liegenden, UP-bearbeiteten Funktionsabsätze mit präzisem Abstand ist gegenüber dem Stand der Technik der Systemintegration von vier Einzelspiegeln an eine Struktur deutlich vereinfacht.

Das aufgebaute Teleskop erfüllt die Anforderungen an eine Abbildung mit einer Güte der Wellenfront von $\frac{\lambda}{14}$ bei 995 nm Zielwellenlänge. Somit ist das Teleskop nach Formel 2.2 im NIR und im längerwelligen elektromagnetischem Spektrum beugungsbegrenzt. Eine weitere Stei-



Bild 5-23: Teleskop mit einem Freiform-Primärspiegel und beugungsbegrenzter Abbildungsgüte im NIR

gerung der Abbildungsqualität kann durch die lokale Korrektur der Fehleranteile der Oberflächenformabweichung aller Spiegel erzielt werden.

Die entwickelten Verfahren zur Fertigung und Charakterisierung eines Teleskops mit einer Freiformkomponente eröffnen die Möglichkeit der Herstellung von beugungsbegrenzter Optik für das NIR. Die Prinzipien des mechanischen Aufbaus und die Fertigungsstrategien sind aufgrund des generischen Charakters gut adaptierbar. Die Herstellung des Spiegels, dessen Flächenkorrektur auf Basis eines neuartigen interferometrischen Ansatzes sowie die präzise Lagezuordnung der optischen Fläche im Spiegelmodul und im Teleskop sind richtungsweisend für die Handhabung von Freiformflächen in Spiegelteleskopen.

6 Vergleich der Gütekriterien

Die konsequente Lagezuordnung der optischen Elemente zum Spiegelkörper ermöglicht die vereinfachte Systemmontage der Teleskope. Mikrospanend bearbeitete Bezugssysteme, die in gemeinsamer Maschinenaufspannung mit der optischen Fläche hergestellt werden, repräsentieren das Koordinatensystem der Elemente in Mess- und Montageprozessen. Fehlstellungen der Spiegel im Strahlengang verursachen niederfrequente Aberrationen (Defokus, Astigmatismus und Koma). Diese Wellenfrontfehler sind in den Gütekriterien der Abbildung nicht vorhanden oder eindeutig auf Flächenfehler zurückzuführen. Die vereinfachte Systemmontage von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen ist für asphärische Off-Axis-Spiegel mit einer geradlinigen Anordnung der Scheitelpunkte auf einer gemeinsamen optischen Achse und für Spiegelteleskope auf Basis eines Freiformspiegels demonstriert.

Die Erweiterung des klassischen zweidimensionalen Korrekturzyklus auf dreidimensionale Freiformflächenbearbeitung ist durch die deterministische Verbesserung der Oberflächenform zielführend. Vorteile sind die vergleichsweise gute initiale Formabweichung und die Adressierung nicht-rotationssymmetrischer Fehler im Korrekturzyklus. Verglichen mit dem klassischen rotationssymmetrischen Ansatz ist der Formfehler des Primärspiegels nach dem initialen Schnitt bei der Freiformbearbeitung deutlich geringer. Die Korrektur nicht-rotationssymmetrischer Fehleranteile zeigt ein um Faktor zwei geringeren Formfehler nach dem Fertigungszyklus, sofern der quadratische Mittelwert Δ_{rms} als Vergleichskriterium dient. Das Ergebnis der Freiformbearbeitung belegt die angenommenen Vorteile der On-Axis-Bearbeitung eines Off-Axis-Spiegels in Kombination mit der flächenhaften Korrektur des Oberflächenfehlers. Fehleinflüsse aus erhöhter Zentrifugalkraft, längerer Schnittdauer, erhöhtem Einfluss thermischer Effekte sowie der begrenzten Korrekturmöglichkeit durch zweidimensionale Fehlerverarbeitung und -korrektur limitieren die klassischen Bearbeitungsergebnisse. Somit ist die Freiformbearbeitung von Off-Axis-Elementen mit nahezu quadratischer oder kreisförmiger Apertur eine zu bevorzugende Alternative zur konventionellen Off-Axis-Bearbeitung, insbesondere für große Aperturen und große Off-Axis-Abstände.

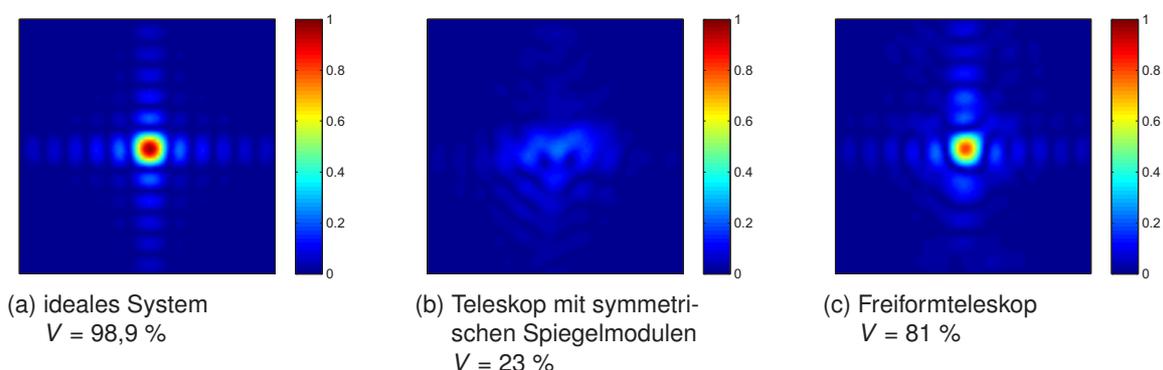


Bild 6-1: Gegenüberstellung der Point Spread Function (dt. *Punktbildfunktion*) (PSF) und der Strehl'schen Definitionshelligkeit V

Bild 6-1 zeigt die nach GOODMAN [GOO05] rekonstruierten Punktbildfunktionen der Wellenfrontabweichungen des idealen Schemas und der diskutierten Teleskope bei einer Zielwellen-

lenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$. Die Berechnung der idealen PSF basiert auf dem Wellenfrontfehler aus [Bild 4-2a](#). Für [Bild 6-1b](#) und [Bild 6-1c](#) wird die Wellenfrontabweichung in [Bild 5-11](#) und [Bild 5-23](#) zugrunde gelegt. Aus der PSF wird der Maximalwert ermittelt, der nach [Abschnitt 2.2](#) als Gütekriterium der Abbildung definiert ist.

Die PSF des idealen Systems zeigt die für eine rechteckige Apertur typische Fraunhofer-Beugung im Fernfeld aufgrund der Interferenzerscheinungen an den Kanten der Aperturbegrenzung. In [Bild 6-1b](#) ist die PSF verwaschen. Die Energie des Strahlenbündels ist nicht konzentriert, sondern streut um das schwache Intensitätsmaximum von nur 23 % der Eingangintensität. Obwohl dieses System eine Abbildung leistet, kann es nur als gute Mittelklasseoptik betrachtet werden. Für den Wellenlängenbereich des NIR ist das Teleskop nicht beugungsbegrenzt. Erst ab einer Wellenlänge von $2,5 \mu\text{m}$, also im gesamten MIR ist die Optik als Hochleistungsoptik anzusehen. Die Abbildungsfehler sind auf die Formabweichungen der optischen Elemente, insbesondere der des Primärspiegels zurückzuführen.

Die Verbesserung der Abbildungsqualität gelingt durch die Freiformkorrektur des Primärspiegels bei sonst identischem Aufbau. Die PSF in [Bild 6-1c](#) belegt die Begrenzung der Systemgüte durch die rechteckige Apertur. Die Strehl'sche Definitionshelligkeit bei $\lambda = 1 \mu\text{m}$ ist $V = 81 \%$. Mit steigender Anwendungswellenlänge steigt die Definitionshelligkeit, da Effekte der Beugung an der Apertur zunehmend über die Kontrastminderung aufgrund des Wellenfrontfehlers dominieren. Für eine Anwendungswellenlänge von $\lambda = 10 \mu\text{m}$ liegt die Definitionshelligkeit des aufgebauten Systems bei $V_{10 \mu\text{m}} = 99,7 \%$. Somit ist das Teleskop für den größten Teil des NIR sowie für MIR und langwelliges Infrarot als Hochleistungsoptik anzusehen.

Die Rauheit der Spiegelflächen von $\Delta_{rms} \approx 4 \text{ nm}$ bis $\Delta_{rms} \approx 6 \text{ nm}$ verursachen bei der Anwendungswellenlänge $\lambda = 1 \mu\text{m}$ nach [Formel 2.3](#) einen Streulichtverlust von $TIS \approx 0,25 \%$ bis $TIS \approx 0,57 \%$ an jeder Spiegelfläche. Somit ist bei vier optischen Elementen ein Streulichtverlust von $TIS \approx 2 \%$ der Leistung möglich. Die gerichtete Struktur der kinematischen Rauheit des Drehprozesses führt darüber hinaus im VIS zu unerwünschter Beugung, da die Drehrillen mit einer Periode von $\approx 5 \mu\text{m}$ mit abnehmender Wellenlänge ein effektives Gitter darstellen. Der optische Aufbau ist daher allein durch die Formabweichung der Spiegel und die im Herstellungsprozess erreichbare Mikrorauheit begrenzt.

7 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wird ein neues Konzept zur Vereinfachung der Systemmontage von beugungsbegrenzten, metalloptischen IR-Spiegelteleskopen entwickelt und experimentell bestätigt. Grundlage ist die Vermeidung von Justierarbeiten bei der Systemintegration. Das Ziel der Minimierung von fertigungstechnisch unvermeidbaren Abweichungen wird ganzheitlich durch eine präzise Lagezuordnung der optischen Elemente im Entwurfs-, Fertigungs- und Montageprozess umgesetzt. Die aus dem Stand der Technik bekannte aufwendige Lösung der gerichteten Montage mit einer montagebegleitenden Optiks simulation wird von einer ungerichteten Montage anhand äußerer Merkmale abgelöst.

Ausgehend von der Rotationssymmetrie optischer Off-Axis-Designs mit einer geradlinigen Anordnung der Scheitelpunkte werden Konstruktionsprinzipien zum integralen Aufbau von optischen Flächen in Spiegelmodulen entwickelt. Die Zusammenfassung der Funktionen mehrerer Spiegelflächen in einem Modul reduziert die Anzahl der Justierfreiheitsgrade signifikant. Gleichzeitig wird durch die Integralbauweise die Tolerierung des optischen Designs vereinfacht und das Toleranzbudget durch die starre Kopplung der optischen Elemente mit präziser relativer Lagezuordnung vergrößert.

Aus dem Konzept der Integralbauweise werden die Gestaltungsprinzipien zur Ausführung eines Spiegelmoduls auf Basis rotationssymmetrischer Off-Axis-Asphären abgeleitet. Der integrale Aufbau ist Basis zur Verschiebung von Teilschritten der Montage in den Fertigungsprozess. Der Fertigungszyklus basiert auf einem neuen Ansatz der Fehlererfassung auf der Basis von Bezugssystemen am Spiegelkörper. Bezugselemente mit minimaler Lageabweichung zum optischen Koordinatensystem werden zur Ausrichtung der Daten der profilometrischen Metrologie verwendet. Durch die Übertragung des optischen Koordinatensystems in den Messprozess ist eine mathematische „Best-Fit“-Einpassung der Messdaten nicht erforderlich. Die Algorithmen zur Ermittlung der Transformation und Ausrichtung der Messdaten nach den Bezugssystemen werden im Detail dargestellt. Neben der Form der optischen Elemente ist auch deren Position im Spiegelmodul und zu Bezugsflächen für die Montage korrigierbar.

Experimentell wird die Verlagerung der Fehler der relativen Lagezuordnung von Spiegelflächen in einem Modul in den Submikrometerbereich belegt. Der konstruktive und fertigungstechnische Ansatz erweitert so den Stand der Technik durch eine neue Klasse der Montagepräzision. Die Limitierungen des aufgebauten Spiegelsystems mit beugungsbegrenzter Güte im mittleren Infrarot bestehen in den nicht-rotationssymmetrischen Fehleranteilen der Oberflächenformabweichung der Spiegel. Die Abbildungsgüte des Systems ist $\Delta_{rms} = 180 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 1,040 \text{ }\mu\text{m}$.

Die zentrale Herausforderung der deterministischen Montage von Freiformspiegeln in optische Hochleistungssysteme wird im Zusammenhang mit der präzisen Lagezuordnung diskutiert. Die Methoden der Gestaltung adressieren die mechanische Transformation des Spiegelkörpers zur Integration der optischen Fläche in ein abweichendes Koordinatensystem. Schwerpunkt ist neben den Prinzipien zur ungerichteten Montage auch die Lagezuordnung der optischen Fläche im Messprozess. Eine neue Strategie zur Ausrichtung von Freiformflächen im

interferometrischen Aufbau mit einem diffraktiven Nullkompensator wird entwickelt. Die Ausrichtung aller optischen Elemente im Testarm basiert auf der Ausleuchtung eines Bezugssystems für die Metrologie durch Hilfshologramme auf dem Substrat des CGH. Die Ausrichtungsinterferogramme ermöglichen eine Positionierung des Freiformspiegels im Strahlengang mit einer Präzision $< 1 \mu\text{m}$ respektive im Winkelsekundenbereich. Optische Simulationen und der interferometrische Testaufbau demonstrieren die Sensitivität und Praktikabilität des neuen Prinzips zur Ausrichtung optischer Elemente bei der interferometrischen Optikprüfung.

Die Freiformbearbeitung von Metallspiegeln mit einem dreidimensionalen Ansatz der Fehlererfassung ermöglicht die Adressierung der nicht-rotationssymmetrischen Fehler im Korrekturzyklus und somit die weitere Leistungssteigerung der Güte der optischen Abbildung. Unter Verwendung eines dreidimensionalen Ansatzes zur Fehlerermittlung und -korrektur wird eine Oberflächenformabweichung von $\Delta_{rms} = 31 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 250 \text{ nm}$ in einer freien Apertur von $101,7 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ realisiert. Gegenüber der Off-Axis-Bearbeitung einer gleichen Funktionsfläche ist eine Reduktion der Formabweichung um den Faktor zwei, bezogen auf die mittlere quadratische Oberflächenformabweichung Δ_{rms} demonstriert.

Durch die Adressierung nicht-rotationssymmetrischer Fehleranteile, in Kombination mit der präzisen Lagezuordnung aller optischen Elemente, wird der Aufbau eines Teleskops mit einer freien Apertur von $100 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ mit beugungsbegrenzter Abbildung im NIR ohne aufwendiges Justieren realisiert. Die Abbildungsgüte des Systems ist $\Delta_{rms} = 71 \text{ nm}$; $\Delta_{PV} = 0,492 \mu\text{m}$.

Grundlage der präzisen Lagezuordnung optischer Elemente zu Bezugssystemen ist die Erweiterung der UP-Prozesstechnologie zur Herstellung nicht-rotationssymmetrischer Geometrien mit geringen Form- und Lageabweichungen im Maschinenaufbau. Die Integration des Mikrofräsprozesses in eine Ultrapräzisionsdrehmaschine mit zwei linearen und einer rotatorischen Achse wird im Detail beschrieben. Sowohl die konstruktive Umsetzung der steifen und langzeitstabilen Halterung der Frässpindel neben dem Drehmodul, als auch die Verfahren zur Ausrichtung der Bearbeitungswerkzeuge im Submikrometerbereich werden erläutert. Ausgehend von der mathematischen Beschreibung der Geometrien wird die Generierung des Steuerungsprogramms der Bearbeitungsmaschine abgeleitet. Die entwickelten Lösungen zur numerischen Ansteuerung des Fräsprozesses in der Maschinenkinematik eines Zylinderkoordinatensystems sind in den Bearbeitungsprozess der Spiegelherstellung einfach integrierbar.

Die hohe Gestaltungsfreiheit der Form und der Position der Bezugselemente wird durch den Fräsprozess erzielt. Die experimentellen Untersuchungen belegen die Grenzen der Lagezuordnung durch Bezugssysteme in der Verkettung des Fertigungs- und Messprozesses. Ein gefrästes Bezugssystem repräsentiert die Lage einer optischen Fläche mit einer Genauigkeit $< \pm 1 \mu\text{m}$ in den Koordinatenrichtungen senkrecht zur optischen Achse und $< \pm 200 \text{ nm}$ entlang der optischen Achse. Optische Bezugselemente am Metallspiegel und Hilfshologramme in der Peripherie des diffraktiven Nullkompensators ermöglichen in einem einfachen Interferometeraufbau eine Ausrichtungsgenauigkeit $< 1 \mu\text{m}$ respektive einiger Winkelsekunden. Durch die Ausrichtungsinterferogramme ist eine Absolutprüfung der Testoberfläche möglich.

Die in der vorliegenden Arbeit entwickelten Methoden und Technologien zur Vereinfachung der Systemmontage von metalloptischen Spiegelteleskopen sind für beugungsbegrenzte Sys-

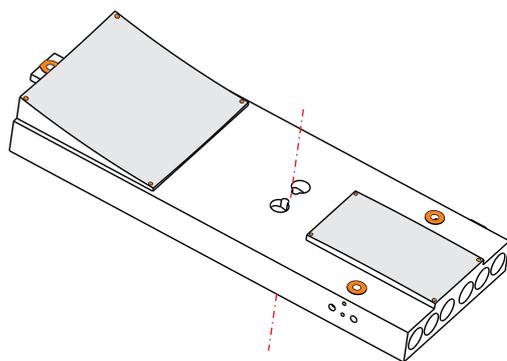
teme im NIR experimentell bestätigt. Voraussetzung für die effiziente Realisierung des Abbildungssystems mit einer Definitionshelligkeit von $V = 0,8$ bei einer Anwendungswellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ ist die durchgehende Bestimmtheit der Position der optischen Fläche im Entwurfs-, Fertigungs- und Montageprozess sowie die Korrekturbearbeitung nicht-rotationssymmetrischer Fehler durch einen Freiformansatz.

Ausblick

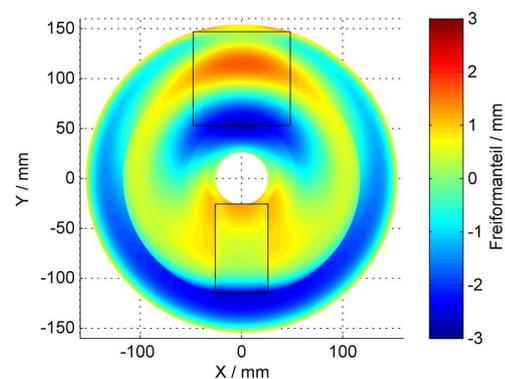
Eine weitere Verbesserung der optischen Güte des Teleskops ist durch Diamantbearbeitungsverfahren allein nicht möglich. Eine Korrektur der Form der Spiegel und eine Politur der Oberfläche ist für Hochleistungsteleskope für die Anwendung im VIS und UV erforderlich. Der Einfluss lokaler Glättungs- und Korrekturverfahren auf die Lagezuordnung der optischen Flächen ist die zentrale Herausforderung zur Übertragung der Ergebnisse auf Abbildungssysteme für kürzere Wellenlängen.

Die zunehmende Komplexität optischer Systeme wird durch moderne Designs ohne ersichtliche Ordnung der Freiformgeometrien deutlich. In dieser Domäne werden die in der Arbeit eingeführten Methoden und Technologien angewandt werden, um die optischen Elemente ohne Symmetrie in sechs Freiheitsgraden in Metrologie- und Montageprozessen zu referenzieren.

Bild 7-1a zeigt das Design eines Spiegelmoduls eines anamorphen Teleskops zur Erdbeobachtung. Die Integration von zwei bikonischen Flächen in einem monolithischen Spiegelmodul bietet große Vorteile hinsichtlich der Vereinfachung der Systemmontage, da die zwölf Freiheitsgrade der Freiformflächen auf sechs Freiheitsgrade des Moduls reduziert werden. Durch die Verkörperung des Bezugssystems in Montageflächen und die exakte Bearbeitung der Gehäusestruktur ist eine Reduzierung auf zwei Justierfreiheitsgrade möglich.



(a) Optomechanisches Design des Spiegelmoduls mit gefrästen Bezugssystemen für die Metrologie und Montage



(b) FTS-optimierte, extrapolierte Freiformflächen für einen C2-stetigen Übergang der optischen Elemente (Freiformanteil der Bearbeitung)

Bild 7-1: Ansatz zur Vereinfachung der Systemmontage von Freiformteleskopen durch die monolithische Integralbauweise eines Spiegelmoduls mit zwei bikonischen Flächen optimiert für den FTS-Prozess

Eine erste Analyse bestätigt die grundsätzliche Realisierbarkeit der Herstellung von Spiegelmodulen mit zwei Freiformflächen in einer Maschinenoperation. Bild 7-1b zeigt eine verstetigte Fläche zur Beschreibung beider optischer Elemente in einer Freiformfläche. Fragestellungen

der mathematischen Beschreibung mit einer Genauigkeit < 1 nm und des Fertigungsprozesses, wie z.B. der Optimierung des Schnittpfades hinsichtlich des Freiformhubs, der Dynamik und der Konvergenz des Korrekturprozesses, sind in grundlegenden Untersuchungen zu beantworten.

A Anhang

Tabelle A.1: Mechanische und thermische Kennwerte ausgewählter Werkstoffe von Spiegelkörpern [PEL85; PAQ97; YOD08]

Spiegelmaterial	Elastizitätsmodul E GPa	Dichte ρ g/cm ³	Ausdehnungskoeffizient α_{th} 1 /K	Wärmeleitfähigkeit k W/(m·K)
Fused silica	72	2,19	$0,5 \cdot 10^{-6}$	1,4
ULE [®] 7971	67	2,21	$30 \cdot 10^{-9}$	1,31
Zerodur [®]	91	2,53	$50 \cdot 10^{-9}$	1,64
Al 6061-T6	68	2,7	$23,6 \cdot 10^{-6}$	167
AlSi42	101,9	2,55	$13 \cdot 10^{-6}$	160
SiAl30	129,2	2,42	$7 \cdot 10^{-6}$	120
Beryllium I-70A	289	1,848	$11,3 \cdot 10^{-6}$	194
Beryllium H-30A	303	1,85	$11,46 \cdot 10^{-6}$	290
OFHC Copper	117	8,94	$16,7 \cdot 10^{-6}$	392
Molybdenium (TZM)	318	10,2	$5 \cdot 10^{-6}$	146
Invar	141	8,05	$1 \cdot 10^{-6}$	10,4
Si	131	2,33	$2,6 \cdot 10^{-6}$	156
SiSiC	310	2,90	$2,64 \cdot 10^{-6}$	130
SiC	430	3,21	$3,7 \cdot 10^{-6}$	120
HB-C/SiC	350	2,97	$2,3 \cdot 10^{-6}$	125

Tabelle A.2: Beschreibung der asphärischen Flächen des Spiegelteleskops

Spiegel	Radius R	Konik κ	Asphärenkoeffizienten		
			A_4	A_6	A_8
M1	-628,60699	-1,1100	$-4,7406 \cdot 10^{-11}$	$-8,6184 \cdot 10^{-17}$	$9,4292 \cdot 10^{-22}$
M2	-242,9649	3,9442	$7,4239 \cdot 10^{-8}$	$5,4087 \cdot 10^{-13}$	$2,0293 \cdot 10^{-16}$
FM	<i>Inf.</i>	–	–	–	–
M3	396,0394	1,6193	$-4,7582 \cdot 10^{-9}$	$-1,6247 \cdot 10^{-13}$	$1,5128 \cdot 10^{-17}$

Tabelle A.3: Sensitivitätsanalyse des optischen Systems in Differenzialbauweise mit Änderungen der Gütefunktion Δ_{Merit} nach RSS

Freiheitsgrad		Kriterium	Veränderung Δ_{Merit} nm rms
Verschiebung T_x	M1	$\pm 10 \mu\text{m}$	17,8 17,8
	M2		17,0 17,0
	M3		0,8 0,8
Verschiebung T_y	M1	$\pm 10 \mu\text{m}$	18,5 37,0
	M2		35,6 17
	M3		5,2 -4,8
Verschiebung T_z	M2	$\pm 10 \mu\text{m}$	64,6 62,0
	FM		8,9 9,1
	M3		8,9 9,1
Flächenkipfung R_x	M1	$\pm 10''$	34,4 52,3
	M2		19,2 15,4
	FM		-1,4 1,5
	M3		-4,9 5,2
Flächenkipfung R_y	M1	$\pm 10''$	27,0 27,0
	M2		7,5 7,5
	FM		0,3 0,3
	M3		0,8 0,8
Radius R	M1	$\pm 10 \mu\text{m}$	29,8 32,8
	M2		17,0 21,3
	M3		4,3 5,0
optical Power	FM	± 1 Fringes	4,3 5,2

Tabelle A.4: Toleranzbudget des optischen Systems in Differenzialbauweise mit Beugungsbegrenzung bei einer Anwendungswellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ bei Justierung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Translation des Primärspiegels T_x und T_y um jeweils $\pm 50 \mu\text{m}$

Spiegel	Translation			Rotation		Radius	IRR
	T_x	T_y	T_z	R_x	R_y		
M1	-	-	-	$\pm 18''$	$\pm 20''$	$\pm 6 \mu\text{m}$	30 nm rms
M2	$\pm 30 \mu\text{m}$	$\pm 25 \mu\text{m}$	$\pm 15 \mu\text{m}$	$\pm 0,9'$	$\pm 1,2'$	$\pm 6 \mu\text{m}$	35 nm rms
FM	-	-	$\pm 10 \mu\text{m}$	$\pm 6'$	$\pm 6'$	± 3 Fringes	300 nm rms
M3	$\pm 200 \mu\text{m}$	$\pm 200 \mu\text{m}$	$\pm 20 \mu\text{m}$	$\pm 5'$	$\pm 9'$	$\pm 30 \mu\text{m}$	70 nm rms

Tabelle A.5: Toleranzbudget des optischen Systems mit Beugungsbegrenzung bei einer Anwendungswellenlänge von $\lambda = 1 \mu\text{m}$ bei Justierung der funktionsrelevanten Freiheitsgrade der Translation des Primärspiegels T_x , T_y und T_z um jeweils $\pm 50 \mu\text{m}$

Spiegel	Translation			Rotation		Radius	IRR
	T_x	T_y	T_z	R_x	R_y		
M1	-	-	-	$\pm 18''$	$\pm 20''$	$\pm 25 \mu\text{m}$	30 nm rms
M2	$\pm 30 \mu\text{m}$	$\pm 25 \mu\text{m}$	$\pm 50 \mu\text{m}$	$\pm 0,9'$	$\pm 1,25'$	$\pm 50 \mu\text{m}$	35 nm rms
FM	-	-	$\pm 75 \mu\text{m}$	$\pm 6'$	$\pm 6'$	± 3 Fringes	300 nm rms
M3	$\pm 200 \mu\text{m}$	$\pm 200 \mu\text{m}$	$\pm 75 \mu\text{m}$	$\pm 5'$	$\pm 9'$	$\pm 100 \mu\text{m}$	70 nm rms

Tabelle A.6: Sensitivitätsanalyse des optischen Systems in Integralbauweise mit Änderungen der Gütefunktion Δ_{Merit} nach RSS

Freiheitsgrad		Kriterium	Veränderung Δ_{Merit} nm rms
Verschiebung T_x	M2/M3	$\pm 10 \mu\text{m}$	17,8
			17,8
Verschiebung T_y	M2/M3	$\pm 10 \mu\text{m}$	37,7
			11,1
Verschiebung T_z	M2/M3	$\pm 10 \mu\text{m}$	83,8
			78,8
Flächenkipfung R_x	M2/M3	$\pm 10''$	12,6
			-1,0
Flächenkipfung R_y	M2/M3	$\pm 10''$	3,3
			3,3
Radius R	M1	$\pm 10 \mu\text{m}$	29,8
			32,8
	M2		17,0
			21,3
M3	4,3		
	5,0		
optical Power	FM	± 1 Fringes	4,3 5,2

Tabelle A.7: Werkstoffparameter der FEM-Analyse

	Massendichte ρ	Elastizitätsmodul E	Poissonzahl ν
EN AW-6061	$2,7 \text{ g/cm}^3$	68 GPa	0,3

Abbildungsverzeichnis

2-1	Gütekriterien von beugungsbegrenzten Hochleistungssystemen über der Zielwellenlänge	12
2-2	Prinzipdarstellung des Justierdrehens	16
2-3	Gegenüberstellung thermischer und mechanischer Werkstoffeigenschaften von Spiegelkörpern	19
2-4	Mikrozerspannung von Bezugselementen	23
2-5	Explosionsdarstellung eines On-Axis-Cassegrain-Teleskopes	23
2-6	Prinzipdarstellung der Herstellung von Off-Axis-Spiegelflächen und von Bezugselementen	25
2-7	Integralbauweise von Spiegeln: Strahlengang eines Offner-Relays	26
2-8	Integralbauweise von unterschiedlichen asphärischen Spiegeln	27
2-9	Design eines gefalteten TMA-Teleskops in sehr kompakter Bauweise	28
2-10	Design des <i>PROBA-V</i> Spektrometers	29
3-1	Zielprozess der Produktion von metalloptischen IR-Spiegelteleskopen	33
4-1	Strahlengang einer afokal abbildenden Spiegeloptik	36
4-2	Abbildungsgüte des untersuchten optischen Designs	37
4-3	Wellenfrontfehler der optischen Abbildung im zentralen Feld bei Verschiebung des Primärspiegels	39
4-4	Wellenfrontfehler der optischen Abbildung im zentralen Feld bei Verschiebung des Spiegelmoduls	41
4-5	Spiegelmodul M2/M3 in Integralbauweise	44
4-6	Bedingung zum Absichern des freien Arbeitsraumes	44
4-7	Allgemeiner Korrekturzyklus des UP-Prozesses	47
4-8	Ausrichtung des Messprofils nach Bezugselementen	50
4-9	Drehen eines Ortsvektors um einen beliebigen Rotationsvektor	51
4-10	Spiegelmodul M1/FM in Integralbauweise	54
4-11	Struktur des Spiegelteleskops	55
4-12	3D-Darstellung der Struktur des Spiegelteleskops	56
4-13	Teleskop mit Freiformspiegel	58
4-14	Geometrische Transformation einer Off-Axis-Asphäre in eine Freiformfläche	60
4-15	Mechanisches Design des Freiformspiegels mit Bezugssystemen	61
4-16	Mechanisches Design des Freiformspiegelmoduls	62
4-17	Schematisches Interferometersetup zur Optikprüfung eines Freiformspiegels mit einem CGH	64
4-18	Prinzip zur interferometrischen Ausrichtung des Testarms	66
4-19	Optiksimulation der Ausrichtinterferogramme	67
4-20	Integration eines Fräsmoduls in eine UP-Drehmaschine	71
4-21	Vertikale Einstellung des Fräswerkzeugs	72

4-22	Werkzeugradiuskompensation für das Fräsen eines Bezugselementes	75
4-23	Qualität eines durch UP-Fräsen hergestellten Bezugselementes	79
4-24	Bezugssysteme zur Untersuchung der Prozessqualität	80
4-25	Auflösung eines Bezugselementes in Abhängigkeit vom radialen Abstand zur <i>c</i> -Achse	83
4-26	Radiuskorrektur eines radialen Profils für die NC-Programmierung des FTS-Schnittpfades	84
4-27	Gegenüberstellung verschiedener Methoden zur Herstellung von optischen Bezugselementen für die Interferometrie	86
5-1	FEM-Simulation der Diamantbearbeitung	89
5-2	Ergebnisse des Postprocessings der FEM-Simulation	90
5-3	Ergebnisse der Korrektur der Form und der Position der rotationssymmetrischen Spiegelmodule	93
5-4	Formabweichung der optischen Elemente der Spiegelmodule	95
5-5	Oberflächenfeingestalt der Spiegelmodule	96
5-6	Form- und Positionsfehler der Spiegel M2 und M3 nach der Montage von M2 . .	96
5-7	UP-Bearbeitung der Struktur mit einem Fly-Cutting-Prozess	98
5-8	Simulation der Wellenfront des rotationssymmetrischen Teleskops	100
5-9	Prüfaufbau zur interferometrischen Charakterisierung der Wellenfront des Teleskops	100
5-10	Verschiebung des Spiegelmoduls M2/M3	101
5-11	Wellenfrontfehler der Abbildung des rotationssymmetrischen Teleskops	102
5-12	IR-Spiegelteleskop mit vereinfachter Montagephilosophie	103
5-13	Messaufbau zur interferometrischen Prüfung der Freiformfläche des Primärspiegels	107
5-14	Interferometrische Ausrichtung des Freiformspiegels nach dem Bezugssystem	108
5-15	Ergebnisse der interferometrischen Messung des Freiformspiegels	109
5-16	Vergleich der interferometrischen Messung mit der taktilen Messung	110
5-17	Oberflächenfeingestalt des Freiformspiegels	111
5-18	Verifizierung des Integrationsergebnisses des Freiformspiegels M1 in das Spiegelmodul M1/FM.	112
5-19	Simulation der Wellenfront des Freiformteleskops	113
5-20	Messaufbau zur Systemcharakterisierung	114
5-21	Verschiebung des Spiegelmoduls M2/M3	115
5-22	Wellenfrontabweichung des Teleskops mit dem Freiform-Primärspiegel	115
5-23	Teleskop mit einem Freiform-Primärspiegel	117
6-1	Gegenüberstellung der PSF und der Strehl'schen Definitionshelligkeit <i>V</i>	119
7-1	Vereinfachung der Systemmontage von Freiformteleskopen	123

Tabellenverzeichnis

2-1 Funktionsrelevante Freiheitsgrade optischer Grundgeometrien	4
2-2 Verallgemeinerte Toleranzen funktionsrelevanter Freiheitsgrade von beugungsbegrenzten optischen Systemen	6
4-1 Toleranzbudget des optischen Systems in Differentialbauweise mit Beugungsbegrenzung	39
4-2 Toleranzbudget des optischen Systems in Integralbauweise mit Beugungsbegrenzung	42
4-3 Reproduzierbarkeit der Metrologie	79
4-4 Genauigkeit des Bezugssystems	81
4-5 Schnittdaten zur drehenden Freiformbearbeitung des optischen Bezugssystems	84
4-6 Schnittdaten zur Fräsbearbeitung des optischen Bezugssystems	85
5-1 Verschiebungen und Verkippungen der optischen Elemente bei der Drehbearbeitung	91
5-2 Schnittdaten zur Herstellung rotationssymmetrischer Spiegelmodule	92
5-3 Lageveränderung des Sekundärspiegels durch eine Montageoperation	97
5-4 Schnittdaten zur Herstellung des Freiformspiegels M1	106
5-5 Lagezuordnung des Primärspiegels im Spiegelmodul	112
A.1 Mechanische und thermische Kennwerte ausgewählter Werkstoffe von Spiegelkörpern	125
A.2 Beschreibung der asphärischen Flächen des Spiegelteleskops	125
A.3 Sensitivitätsanalyse des optischen Systems in Differenzialbauweise	126
A.4 Toleranzbudget des optischen Systems in Differenzialbauweise bei Einführung von Kompensatoren T_x und T_y	127
A.5 Toleranzbudget des optischen Systems in Differenzialbauweise bei Einführung von Kompensatoren T_x , T_y und T_z	127
A.6 Sensitivitätsanalyse des optischen Systems in Integralbauweise	127
A.7 Werkstoffparameter der FEM-Analyse	127

Literatur

- [AME05] Ametek, Precitech Inc.: Freeform Machining with Precitech Servo Tool Options. Keene, New Hampshire, USA. Firmenschrift. 2005.
- [AME07] Ametek, Precitech Inc.: Factors Affecting Surface Finish in Diamond Turning. Keene, New Hampshire, USA. Firmenschrift. 2007.
- [AME08] Ametek, Precitech Inc.: G05 Spline Interpolation, On-Line Hilfe der Maschinensteuerung UPx V3. Keene, New Hampshire, USA. Firmenschrift. 2008.
- [BAK09] Bakshi, V.: EUV lithography. Bellingham, Washington: SPIE Press, 2009.
- [BEI12] Beier, M.; Gebhardt, A.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Lens centering of aspheres for high-quality optics. *Advanced Optical Technologies* 1(6) (2012), S. 441–446.
- [BEN61] Bennett, H. E.; Porteus, J. O.: Relation Between Surface Roughness and Specular Reflectance at Normal Incidence. *Journal of the Optical Society of America* 51 (1961), S. 123–129.
- [BER84] Bergmann, W.: *Werkstofftechnik: Grundlagen*. München: Hanser, 1984.
- [BLI08] Bliedtner, J.; Gräfe, G.: *Optiktechnologie*. München: Hanser, 2008.
- [BMBF09] Bundesministerium für Bildung und Forschung: Richtlinien zur Förderung zum Themenfeld „Freiformoptiken“ im Rahmen des Förderprogramms „Optische Technologien“. Bekanntmachung des BMBF, 2009.
- [BOR99] Born, M.; Wolf, E.: *Principles of optics*. Cambridge, New York: Cambridge University Press, 1999.
- [BRA08] Braunecker, B.; Hentschel, R.; Tiziani, H. J.: *Advanced optics using aspherical elements*. Bellingham, Washington: SPIE Press, 2008.
- [BRI08] Brinksmeier, E.; Riemer, O.; Osmer, J.: Tool path generation for ultra-precision machining of free-form surfaces. *Production Engineering* 2 (2008), S. 241–246.
- [BRO08] Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.; Musiol, G.; Mühlig, H.: *Taschenbuch der Mathematik*. Frankfurt am Main: Harri Deutsch, 2008.
- [BUR07] Burge, J. H.; Zehnder, R.; Zhao, C.: High performance asphere test CGHs with advanced alignment features. In: *Proc. SPIE, Optical System Alignment and Tolerancing*; Band 6676. Hrsg.: Sasian, J. M.; Ruda, M. C.; SPIE, 2007, S. 66760C.
- [BYR03] Byrne, G.; Dornfeld, D.; Denkena, B.: Advancing Cutting Technology. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 52 (2) (2003), S. 483–507.
- [CAR11] Carrigan, K. G.: Visible quality aluminum and nickel superpolish polishing technology enabling new missions. In: *Proc. SPIE, Infrared Technology and Applications XXXVII*; Band 8012. Hrsg.: Andresen, B. F.; Fulop, G. F.; Norton, P. R.; SPIE, 2011, S. 80123F.

- [CAR12] Carrigan, K. G.: Manufacturing status of Tinsley visible quality bare aluminum and an example of snap together assembly. In: Proc. SPIE, Infrared Technology and Applications XXXVIII; Band 8353. Hrsg.: Andresen, B. F.; Fulop, G. F.; Norton, P. R.; SPIE, 2012, S. 83532D.
- [CHA04] Chapman, G.: Ultra-precision Machining Systems; an Enabling Technology for Perfect Surfaces. Moore Nanotechnology Systems, Swanzey, New Hampshire, USA. Firmenschrift. 2004.
- [CHA92] Chan, G. Y.; Preston, K.: Advanced manufacturability three-mirror telescope. In: Proc. SPIE, Design of Optical Instruments; Band 1690. Hrsg.: Aikens, D. M.; Genberg, V. L.; Krumweide, G. C.; Thomas, M. J.; SPIE, 1992, S. 49–58.
- [CHA98] Chapman, H. N.; Sweeney, D. W.: Rigorous method for compensation selection and alignment of microlithographic optical systems. In: Proc. SPIE, Emerging Lithographic Technologies II; Band 3331. Hrsg.: Vladimirov, Y.; SPIE, 1998, S. 102–113.
- [CHA99] Schutzrecht US 5 862 726 Patentschrift (1999-01-26). Aerojet-General Corporation. Chan, G. Y.; Preston, K.: Method for the manufacture of a three-mirror optical system.
- [CHU85] Church, E. L.; Takacs, P. Z.: Survey Of The Finish Characteristics Of Machined Optical Surfaces. Optical Engineering 24 (3) (1985), S. 243396.
- [CUR80] Curcio, M. E.: System Alignment Advantages Of Diamond-Machined Optics. In: Proc. SPIE, Optical Alignment I; Band 0251. Hrsg.: Shagam, R. N.; Sweatt, W. C.; SPIE, 1980, S. 14–20.
- [DEB01] De Boor, C.: A Practical Guide to Splines. Berlin, Heidelberg: Springer, 2001.
- [DEB72] De Boor, C.; Conte, S. D.: Elementary numerical analysis: an algorithmic approach. New York: McGraw-Hill, 1972.
- [DEV09] De Vos, L.; Moelans, W.; Versluys, J.; Moreau, V.; Jamoye, J. F.; Vermeiren, J.; Maresi, L.; Taccola, M.: The Vegetation Instrument for the PROBA-V mission. 7th IAA Symposium on Small Satellites for Earth Observation, International Academy of Astronautics, Berlin, 04.05.2009.
- [DEV10] De Vos, L.; Moelans, W.; Versluys, J.; Moreau, V.; Jamoye, J. F.; Vermeiren, J.; Maresi, L.; Taccola, M.: The Vegetation Instrument for the PROBA-V mission. In: Small Satellite Missions for Earth Observation. Hrsg.: Sandau, R.; Röser, H.-P.; Valenzuela, A. Berlin, Heidelberg: Springer, 2010, S. 301–309.
- [DIN00] Dinger, U.; Eisert, F.; Lasser, H.; Mayer, M.; Seifert, A.; Seitz, G.; Stacklies, S.; Stickel, F.-J.; Weiser, M.: Mirror substrates for EUV lithography: progress in metrology and optical fabrication technology. In: Proc. SPIE, Soft X-Ray and EUV Imaging Systems; Band 4146. Hrsg.: Kaiser, W. M.; Stulen, R. H.; SPIE, 2000, S. 35–46.

- [DIN04] Dinger, U.; Seitz, G.; Schulte, S.; Eisert, F.; Münster, C.; Burkart, S.; Stacklies, S.; Bustaus, C.; Höfer, H.; Mayer, M.: Fabrication and metrology of diffraction limited soft x-ray optics for the EUV microlithography. In: Proc. SPIE, Advances in Mirror Technology for X-Ray, EUV Lithography, Laser, and Other Applications; Band 5193. Hrsg.: Khounsary, A. M.; Dinger, U.; Ota, K.; SPIE, 2004, S. 18–28.
- [DIN5031] DIN 5031, Teil 7 (1984) Strahlungsphysik im optischen Bereich und Lichttechnik. Berlin: Beuth.
- [DIN573] DIN EN 573, Teil 1 (2004) Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug. Berlin: Beuth.
- [DIN58174] DIN 58174, Teil 13 (2010) Norm-Entwurf: Optik und Photonik - Spezifikation von Freiformflächen. Berlin: Beuth.
- [DIN66025] DIN 66025, Teil 1 (1983) Programmaufbau für numerisch gesteuerte Arbeitsmaschinen. Berlin: Beuth.
- [DIN8580] DIN 8580 (2003) Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung. Berlin: Beuth.
- [DIN8593] DIN 8593 (2003) Fertigungsverfahren Fügen. Berlin: Beuth.
- [DUP02] Duparré, A.; Ferre-Borrull, J.; Glich, S.; Notni, G.; Steinert, J.; Bennett, J. M.: Surface Characterization Techniques for Determining the Root-Mean-Square Roughness and Power Spectral Densities of Optical Components. Applied Optics 41 (1) (2002), S. 154–171.
- [EBE86] Eberhardt, V.: Ein Beitrag zur Erhöhung der Qualität des Montageprozesses von optischen Systemen. Jena, Friedrich Schiller Universität, Diss., Hochschulschrift, 1986.
- [ECSS-E] ECSS-E-00A (1996) Raumfahrttechnik (Engineering) - Grundsätze und Verfahrensweise. Noordwijk, NL: ESA Publications Division.
- [ECSS-Q] ECSS-Q-00A (1996) Raumfahrtproduktsicherung - Grundsätze und Verfahrensweise. Noordwijk, NL: ESA Publications Division.
- [EHR01] Ehrfeld, W.: Handbuch Mikrotechnik. München: Hanser, 2001.
- [ERI92] Erickson, D. J.; Johnston, R. A.; Hull, A. B.: Optimization of the optomechanical interface employing diamond machining in a concurrent engineering environment. In: SPIE Critical Review; Band CR43. Hrsg.: Yoder, P. R.; SPIE Press, 1992, S. 392–366.
- [FIG89] Figoski, J. W.; Shrode, T. E.; Moore, G. F.: Computer-Aided Alignment Of A Wide-Field, Three-Mirror, Unobscured, High-Resolution Sensor. In: Proc. SPIE, Recent Trends in Optical Systems Design and Computer Lens Design Workshop II; Band 1049. Hrsg.: Fischer, R. E.; Juergens, R. C.; SPIE, 1989, S. 166–177.
- [FRA08] Frank, S.: Justierdrehen: Eine Technologie für Hochleistungsoptik. Berichte aus dem Institut für Maschinenelemente und Konstruktion. Hrsg.: Höhne, G. Ilmenau: Isle, 2008.

- [GAR05] Garrard, K.; Bruegge, T.; Hoffman, J.; Dow, T.; Sohn, A.: Design tools for free-form optics. In: Proc. SPIE, Current Developments in Lens Design and Optical Engineering VI; Band 5874. Hrsg.: Mouroulis, P. Z.; Smith, W. J.; Johnson, R. B.; SPIE, 2005, S. 58740A.
- [GAR08] Garbusi, E.; Pruss, C.; Osten, W.: Interferometer for precise and flexible asphere testing. *Optical Letters* 33 (24) (2008), S. 2973–2975.
- [GER87] Gerchman, M. C.: Diamond-Turning Applications To Multimirror Systems. In: Proc. SPIE, Reflective Optics; Band 0751. Hrsg.: Korsch, D. G.; SPIE, 1987, S. 113–116.
- [GER89] Gerchman, M. C.: Optical Tolerancing For Diamond Turning Ogive Error. In: Proc. SPIE, Reflective Optics II; Band 1113. Hrsg.: Korsch, D. G.; SPIE, 1989, S. 224–229.
- [GOO05] Goodman, J. W.: Introduction To Fourier Optics. Greenwood Village, Colorado: Roberts & Company Publishers, 2005.
- [GRA10] Grabarnik, S.; Taccola, M.; Maresi, L.; Moreau, V.; De Vos, L.; Versluys, J.; Gubbels, G.: Compact Multispectral and Hyperspectral Imagers based on a Wide Field of View TMA. In: Proc. of International Conference on Space Optics (IC-SO), Rhodes Island, Greece, ESA und CNES, 04.10.-08.10.2010.
- [GRE87] Greivenkamp, J. E.: Sub-Nyquist interferometry. *Applied Optics* 26 (24) (1987), S. 5245–5258.
- [GRO07] Gross, H.: Handbook of Optical Systems: Aberration theory and correction of optical systems. Weinheim: Wiley-VCH, 2007.
- [GUB06] Gubbels, G. P. H.: Diamond Turning of Glassy Polymers. Eindhoven, Technische Universiteit, Diss., Hochschulschrift, 2006.
- [GUB08] Gubbels, G. P. H.; van Venrooy, B. W. H.; Bosch, A. J.; Senden, R.: Rapidly solidified aluminium for optical applications. In: Proc. SPIE, Advanced Optical and Mechanical Technologies in Telescopes and Instrumentation; Band 7018. Hrsg.: Atad-Ettedgui, E.; Lemke, D.; SPIE, 2008, S. 70183A.
- [GUN04] Gunkel, C.; Sure, T.: Mikroskopobjektiv-Fertigung: Auf dem Weg von der Mikrometerskala zur Nanotechnologie. In: Jahrbuch Optik und Feinmechanik. Hrsg.: Prenzel, W. Berlin: Fachverlag Schiele & Schoen, 2004, S. 43–71.
- [GUR03] Guregian, J. J.; Pepi, J. W.; Schwalm, M.; Azad, F.: Material trades for reflective optics from a systems engineering perspective. In: Proc. SPIE, Optical Materials and Structures Technologies; Band 5179. Hrsg.: Goodman, W. A.; SPIE, 2003, S. 85–96.
- [GUY08] Guyenot, V.: Justierdrehen - die Historie einer Montagetechnologie für Objektive. In: Jenaer Jahrbuch zur Technik- und Industriegeschichte. Hrsg.: Verein Technikgeschichte in Jena e.V. Jena: Glaux, 2008, S. 239–259.

- [GUY74] Schutzrecht DD 80 998 Patentschrift (1974-01-20). VEB Carl Zeiss Jena. Guyenot, V.; Minnert, G.; Mahler, F.: Vorrichtung zur Zentrierung von in Ringen gefaßten optischen Gliedern.
- [GUY88] Guyenot, V.: Montagetechnologie von Hochleistungsobjektiven. Jena, Friedrich Schiller Universität, Diss., Hochschulschrift, 1988.
- [HEI04] Heil, J.; Bauer, T.; Müller, W.; Sure, T.; Wesner, J.: New tools for high-precision positioning of optical elements in high-NA microscope objectives. In: Proc. SPIE, Optical Fabrication, Testing, and Metrology; Band 5252. Hrsg.: Geyl, R.; Rimmer, D.; Wang, L.; SPIE, 2004, S. 431–442.
- [HOL06] Schutzrecht WO 2006 063605 A1 Patentschrift (2006-06-22). European Space Agency. Holota, W.; Harnisch, B.; Kirschner, V.: Wide field four mirror telescope using off-axis aspherical mirrors.
- [HOL07] Holota, W.; persönliche Konsultation, 2007.
- [HOP66] Hopkins, H. H.; Tiziani, H. J.: A theoretical and experimental study of lens centring errors and their influence on optical image quality. British Journal of Applied Physics 17 (1) (1966), S. 33.
- [HOR10] Hornaff, M.; Beckert, E.; Burkhardt, T.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.; Zoerb, H.; Hedrich, S.: Spannungsarmes Löten von Linsenbaugruppen. In: Tagungsband der 111. Jahrestagung der Deutschen Gesellschaft für angewandte Optik (DGaO), Wetzlar, DGaO, 25.05.-29.05.2010.
- [HOR12] ter Horst, R.; de Haan, M.; Gubbels, G.; Senden, R.; van Venrooy, B.; Hoogstrate, A.: Diamond turning and polishing tests on new RSP aluminum alloys. In: Proc. SPIE, Modern Technologies in Space- and Ground-based Telescopes and Instrumentation II; Band 8450. Hrsg.: Navarro, R.; Cunningham, C. R.; Prieto, E.; SPIE, 2012, S. 84502M.
- [HOW10] Howard, J. M.; Stone, B. D.: Anamorphic imaging with three mirrors: a survey. In: Proc. SPIE, International Optical Design Conference 2010; Band 7652. Hrsg.: Bentley, J.; Gupta, A.; Youngworth, R. N.; SPIE, 2010, S. 76520K.
- [HUB10] Huby, G.; Kleihorst, R. P.; Mellab, K.; Grignard, L.: PROBA-V, a vegetation satellite. In: Proc. SPIE, Sensors, Systems, and Next-Generation Satellites XIV; Band 7826. Hrsg.: Meynart, R.; Neeck, S. P.; Shimoda, H.; SPIE, 2010, S. 78260R.
- [ISO10109] DIN ISO 10109 (2007) Optik und Photonik - Umwelтанforderungen. Berlin: Beuth.
- [ISO10110] DIN ISO 10110 (2008) Optik und Photonik - Erstellung von Zeichnungen für optische Elemente und Systeme. Berlin: Beuth.
- [ISO10360] DIN EN ISO 10360, Teil 2 (2009) Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Annahmepfung und Bestätigungsprüfung für Koordinatenmessgeräte (KMG). Berlin: Beuth.
- [ISO14999] DIN ISO 14999, Teil 4 (2008) Optik und Photonik - Interferometrische Messung von optischen Elementen und Systemen. Berlin: Beuth.

- [ISO21348] ISO 21348 (2007) Space environment (natural and artificial) - Process for determining solar irradiances. Genf, Schweiz: International Organization for Standardization.
- [ISO5459] DIN EN ISO 5459 (2013) Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Geometrische Tolerierung - Bezüge und Bezugssysteme. Berlin: Beuth.
- [ISO8015] DIN EN ISO 8015 (2011) Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Grundlagen - Konzepte, Prinzipien und Regeln. Berlin: Beuth.
- [ISO9022] DIN ISO 9022 (2012) Optik und Photonik - Umweltprüfverfahren. Berlin: Beuth.
- [JAM12] Jamoye, J.-F.; persönliche Konsultation, 2012.
- [JEO87] Jeong, H. J.; Lawrence, G. N.; Nahm, K. B.: Auto-alignment of a three-mirror off-axis telescope by reverse optimization and end-to-end aberration measurements. In: Proc. SPIE, Current Developments in Optical Engineering II; Band 0818. Hrsg.: Fischer, R. E.; Smith, W. J.; SPIE, 1987, S. 419–430.
- [KIL04] Kilgus, E.; Bauer, J.; Ebling, F.; Schroder, H.; Reichl, H.: Hot Embossing of Opto-Fluidic Structures with Ultra-Precision Milled Dies. In: Proc. of the 4th International Conference of the European Society for Precision Engineering & Nanotechnology; Band 1. Hrsg.: Chetwynd, D.; EUSPEN, 2004, S. 93–94.
- [KIM04] Kim, T.; Burge, J. H.; Lee, Y.; Kim, S.: Null Test for a Highly Paraboloidal Mirror. Applied Optics 43 (18) (2004), S. 3614–3618.
- [KIR05] Kirschstein, S.; Koch, A.; Schöneich, J.; Döngi, F.: Metal mirror TMA, telescopes of the JSS product line: design and analysis. In: Proc. SPIE, Optical Design and Engineering II; Band 5962. Hrsg.: Mazuray, L.; Wartmann, R.; SPIE, 2005, S. 59621M.
- [KLO08] Klocke, F.; König, W.: Fertigungsverfahren 1. Berlin, Heidelberg: Springer, 2008.
- [KOR74] Korsch, D.: Two Well-Corrected Four-Mirror Telescopes. Applied Optics 13 (8) (1974), S. 1767.
- [KOR78] Schutzrecht US 4 101 195 Patentschrift (1978-07-18). National Aeronautics and Space Administration (NASA). Korsch, D.: Anastigmatic three-mirror telescope.
- [KOR80] Korsch, D.: Design and optimization technique for three-mirror telescopes. Applied Optics 19 (21) (1980), S. 3640–3645.
- [KOR91] Korsch, D.: Reflective Optics. Amsterdam, Boston: Academic Press, 1991.
- [KRA00] Krause, W.: Gerätekonstruktion. München; Wien: Hanser, 2000.
- [KRO05] Kroes, G.; Oudenhuisen, A.; Meijers, M.; Pel, J.-W.: MIRI-JWST spectrometer main optics opto-mechanical design and prototyping. In: Proc. SPIE, Optomechanics 2005; Band 5877. Hrsg.: Hatheway, A. E.; SPIE, 2005, S. 58770P.
- [KRO07] Kroes, G.; Meijers, M.; Oudenhuisen, A.; Pel, J.-W.: JWST-MIRI spectrometer main optics alignment and tolerancing philosophy. In: Proc. SPIE, Optical System Alignment and Tolerancing; Band 6676. Hrsg.: Sasian, J. M.; Ruda, M. C.; SPIE, 2007, S. 66760J.

- [KRO10] Kroes, G.; Oudenhuisen, A.; de Haan, M.; Jager R. and Pauwels, E.: MIRI-JWST spectrometer main optics flight model realization and performance test results. In: Proc. SPIE, Space Telescopes and Instrumentation 2010: Optical, Infrared, and Millimeter Wave; Band 7731. Hrsg.: Oschmann J, M.; Clampin, M. C.; MacEwen, H. A.; SPIE, 2010, S. 77313S.
- [KUE09] Küchel, M.: Interferometric measurement of rotationally symmetric aspheric surfaces. In: Proc. SPIE, Optical Measurement Systems for Industrial Inspection VI; Band 7389. Hrsg.: Lehmann, P. H.; SPIE, 2009, S. 738916.
- [KUE10] Küchel, M.: Absolute Measurement of Rotationally Symmetric Aspheric Surfaces. In: Proc. of Frontiers in Optics, OSA Technical Digest, Rochester, New York, USA, Optical Society of America (OSA), 10.10.2010.
- [LEE03] Lee, W.; Cheung, B.: Surface Generation in Ultra-precision Diamond Turning. New York: John Wiley & Sons, 2003.
- [LUN91] Lundgren, M. A.; Wolfe, W. L.: Alignment of a three-mirror off-axis telescope by reverse optimization. Optical Engineering 30 (3) (1991), S. 307–311.
- [MAL07] Malacara, D.: Optical Shop Testing. New York: John Wiley & Sons, 2007.
- [MAR47] Maréchal, A.: Étude des effets combine's de la diffraction et des aberrations géométriques sur l'image d'un point lumineux. Revue d'Optique Théorique et Instrumentale 26 (1947), S. 257–277.
- [MAT05] Matsushita Electric Industrial Co., Ltd.: Ultrapräzisions-3D-Profilometer – Bedienungsanleitung. Kadoma, Japan. Firmenschrift. 2005.
- [MAT89] Schutzrecht US 4 812 028 Patentschrift (1989-03-14). Nikon Corporation. Matsumoto, K.: Reflection type reduction projection optical system.
- [MOE08] Moeggenborg, K. J.; Barros, C.; Lesiak, S.; Naguib, N.; Reggie, S.: Low-scatter bare aluminum optics via chemical mechanical polishing. In: Proc. SPIE, Current Developments in Lens Design and Optical Engineering IX; Band 7060. Hrsg.: Mouroulis, P. Z.; Smith, W. J.; Johnson, R. B.; SPIE, 2008, S. 706002.
- [MOO07] Moore Nanotechnology Systems, LLC: NFTS-6000 Specification Overview. Swanzey, New Hampshire, USA. Firmenschrift. 2007.
- [MOO08] Moore Nanotechnology Systems, LLC: Operation and maintenance manual Nanotech 450UPL Ultra-Precision Lathe Rev. 8. Swanzey, New Hampshire, USA. Firmenschrift. 2008.
- [MOO10] Moore Nanotechnology Systems, LLC: Nanotech™ 450UPL Specification Overview. Swanzey, New Hampshire, USA. Firmenschrift. 2010.
- [MOR11] Moreau, V.; Grabarnik, S.; Maresi, L.; Delalieux, S.; De Vos, L.; Delauré, B.; De Clercq, C.; Dierck, W.; Knaeps, E.; Michiels, B.: Compact Hyperspectral Imager Breadboard. 8th IAA Symposium on Small Satellites for Earth Observation, International Academy of Astronautics, Berlin, 05.04.2011.

- [MOR89] Morrison, D.: Design And Manufacturing Considerations For The Integration Of Mounting And Alignment Surfaces With Diamond Turned Optics. In: Proc. SPIE, Advances in Fabrication and Metrology for Optics and Large Optics; Band 0966. Hrsg.: Arnold, J. B.; Parks, R. E.; SPIE, 1989, S. 219–227.
- [MUR10] Murphy, P. E.; Forbes, G.; Kulawiec, A.: Variable Null Optics for Subaperture Stitching of Aspheres. In: Proc. of International Optical Design Conference and Optical Fabrication and Testing, Jackson Hole, Wyoming, USA, Optical Society of America (OSA), 13.06.-17.06.2010.
- [MUR94] Murray, R. M.; Li, Z.; Sastry, S. S.: A Mathematical Introduction to Robotic Manipulation. Boca Raton: CRC Press, 1994.
- [MYL88] Myler, J. K.; Page, D. A.: Factors Governing Surface Form Accuracy In Diamond Machined Components. In: Proc. SPIE, Recent Developments in Infrared Components and Subsystems; Band 0915. Hrsg.: Elliott, C. T.; SPIE, 1988, 84–97.
- [NEL65] Nelder, J. A.; Mead, R.: A simplex method for function minimization. The Computer Journal 7 (4) (1965), S. 308–313.
- [NEU13] Neugebauer, R.: Werkzeugmaschinen. Berlin, Heidelberg: Springer, 2013.
- [OA12] Ottenstein, T.; Asfour, J.-M.: Analysis of CGH adjustment errors and their minimization. 5th High Level Expert Meeting 2012 - Asphere Metrology, CC UPOB e.V., Braunschweig, 06.03.2012.
- [OBE10] Oberschmidt, D.: Mikrofräsen mit zylindrischen Diamant-Schafffräswerkzeugen. Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin. Hrsg.: Uhlmann, E. Stuttgart: Fraunhofer IRB, 2010.
- [OFF75] Offner, A.: New Concepts in Projection Mask Aligners. Optical Engineering 14 (2) (1975), S. 142130.
- [Off81] Schutzrecht US 4 293 186 Patentschrift (1981-10-06). The Perkin-Elmer Corporation. Offner, A.: Restricted off-axis field optical system.
- [PAE09] Paech, R.: Integration einer hochdrehenden Spindel für die Fräsbearbeitung in eine Ultrapräzisionsmaschine und messtechnische Charakterisierung des hybriden Dreh- Fräsprozesses. Jena, Ernst-Abbe-Fachhochschule, Diplomarbeit, 2009.
- [PAH93] Pahl, G.; Beitz, W.: Konstruktionslehre. Berlin: Springer, 1993.
- [PAQ95] Paquin, R. A.: Materials for mirror systems: an overview. In: Proc. SPIE, Silicon Carbide Materials for Optics and Precision Structures; Band 2543. Hrsg.: Ealey, M. A.; SPIE, 1995, S. 2–11.
- [PAQ97] Paquin, R. A.: Metal Mirrors. In: Handbook of Optomechanical Engineering. Hrsg.: Ahmad, A. Boca Raton: CRC Press, 1997, S. 89–108.
- [PAR06] Parks, R. E.: Alignment of optical systems. In: Proc. SPIE, International Optical Design Conference 2006; Band 6342. Hrsg.: Gregory, G. G.; Howard, J. M.; Koshel, R. J.; SPIE, 2006, S. 634204.

- [PAR94] Parks, R. E.: Fabrication of infrared optics. *Optical Engineering* 33 (3) (1994), S. 685–691.
- [PAT12] Patel, A. M.; Carrigan, K. G.: Update on Tinsley visible quality (VQ) aluminum optics. In: *Proc. SPIE, Infrared Technology and Applications XXXVIII; Band 8353*. Hrsg.: Andresen, B. F.; Fulop, G. F.; Norton, P. R.; SPIE, 2012, S. 83532C.
- [PEL85] Pellerin, C. J.; Ayer, F.; Mehrotra Y. and Hopkins, A. K.: New Opportunities From Materials Selection Trade-Offs For High Precision Space Mirrors. In: *Proc. SPIE, Optical Fabrication and Testing Workshop; Band 0542*. Hrsg.: McDowell, R. S.; SPIE, 1985, S. 5–18.
- [PRU04] Pruss, C.; Reichelt, S.; Tiziani, H. J.; Osten, W.: Computer-generated holograms in interferometric testing. *Optical Engineering* 43 (11) (2004), S. 2534–2540.
- [REI04] Reichelt, S.: Interferometrische Optikprüfung mit computergenerierten Hologrammen. *Berichte aus dem Institut für Technische Optik*. Hrsg.: Tiziani, H. J. Stuttgart: ITO, 2004.
- [RHO01] Rhorer, R. L.; Evans, C. J.: Fabrication of optics by diamond turning. In: *Handbook of optics*. Hrsg.: Bass, M. New York: McGraw-Hill, 2001, S. 41.1–41.13.
- [RIE01a] Riedl, M. J.: *Optical design fundamentals for infrared systems*. Bellingham, Washington: SPIE Press, 2001.
- [RIE01b] Riemer, O.: *Trennmechanismen und Oberflächenfeingestalt bei der Mikrozer-spanung kristalliner und amorpher Werkstoffe*. Forschungsberichte aus der Stiftung Institut für Werkstofftechnik Bremen. Hrsg.: Brinksmeier, E. Aachen: Shaker, 2001.
- [RIE11] Riemer, O.: *Advances in Ultra Precision Manufacturing*. *Proc. of International Symposium on Ultraprecision Engineering and Nanotechnology (ISUPEN)*, Japan Society for Precision Engineering (JSPE), Tokyo, Japan, 14.03.2011.
- [RIM70] Rimmer, M.: Analysis of Perturbed Lens Systems. *Applied Optics* 9 (3) (1970), S. 533–537.
- [RIS06] Schutzrecht EP 1480005 B1 Patentschrift (2006-10-18). Fraunhofer-Gesellschaft zur Förderung der angewandten Forschung e.V.. Risse, S.; Damm, C.; Harnisch, G.; Peschel, T.: Light weight structural element.
- [RIS08] Risse, S.; Gebhardt, A.; Damm, C.; Peschel, T.; Stöckl, W.; Feigl, T.; Kirschstein, S.; Eberhardt, R.; Kaiser, N.; Tünnermann, A.: Novel TMA telescope based on ultra precise metal mirrors. In: *Proc. SPIE, Space Telescopes and Instrumentation 2008: Optical, Infrared, and Millimeter; Band 7010*. Hrsg.: Oschmann Jr., J. M.; de Graauw, M. W. M.; MacEwen, H. A.; SPIE, 2008, S. 701016.
- [RIS11] Risse, S.; Scheiding, S.; Gebhardt, A.; Damm, C.; Holota, W.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Development and fabrication of a hyperspectral, mirror based IR-telescope with ultra-precise manufacturing and mounting techniques for a snap-together system assembly. In: *Proc. SPIE, Sensors, Systems, and Next-*

- Generation Satellites XV; Band 8176. Hrsg.: Meynart, R.; Neeck, S. P.; Shimoda, H.; SPIE, 2011, S. 81761N.
- [ROB98] Robichaud, J. L.; Wang, D.; Mastandrea, A. A.: Cryogenic performance and long-term stability of metal optics and optical systems. In: Proc. SPIE, Infrared Astronomical Instrumentation, 178; Band 3354. Hrsg.: Fowler, A. M.; SPIE, 1998, S. 178–186.
- [ROH10] Rohloff, R.-R.; Gebhardt, A.; Schönherr, V.; Risse, S.; Kinast, J.; Scheiding, S.; Peschel, T.: A novel athermal approach for high-performance cryogenic metal optics. In: Proc. SPIE, Modern Technologies in Space- and Ground-based Telescopes and Instrumentation; Band 7739. Hrsg.: Atad-Ettedgui, E.; Lemke, D.; SPIE, 2010, S. 77394E.
- [RSP11] RSP Technology: RS Alloys - Optics. Delfzijl, NL. Firmenschrift. 2011.
- [RUC12] Rucks, P.; Pistelok, A.: Challenges in Measuring Precise Freeform Surfaces. 5th Ultra Precision Manufacturing Workshop, OptoNet e.V., Jena, 26.09.2012.
- [SAN10] Sandau, R.; Roeser, H. P.; Valenzuela, A.: Small Satellite Missions for Earth Observation: New Developments and Trends. Berlin, Heidelberg: Springer, 2010.
- [SCH09] Scheiding, S.; Steinkopf, R.; Kolbmüller, A.; Risse, S.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Lens Array Manufacturing using a Driven Diamond Tool on an Ultra Precision Lathe. In: Proc. of the 9th International Conference of the European Society for Precision Engineering & Nanotechnology; Band 2. Hrsg.: van Brussel, H.; Brinksmeier, E.; Spaan, H.; EUSPEN, 2009, S. 423–426.
- [SCH10] Scheiding, S.; Damm, C.; Holota, W.; Peschel, T.; Gebhardt, A.; Risse, S.; Tünnermann, A.: Ultra-precisely manufactured mirror assemblies with well-defined reference structures. In: Proc. SPIE, Modern Technologies in Space- and Ground-based Telescopes and Instrumentation; Band 7739. Hrsg.: Atad-Ettedgui, E.; Lemke, D.; SPIE, 2010, S. 773908.
- [SCH11a] Scheiding, S.; Risse, S.; Gebhardt, A.; Damm, C.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Freeform Mirror Fabrication by Means of Fast Tool Servo Diamond Turning. In: Proceedings of the 26th Annual Meeting of the American Society for Precision Engineering (ASPE), Denver, Colorado, USA, ASPE, 13.11.-18.11.2011.
- [SCH11b] Schutzrecht DE 10 2009 041 501 B3 Patentschrift (2011-09-01). Fraunhofer-Gesellschaft zur Förderung der angewandten Forschung e.V.. Scheiding, S.; Risse, S.; Gebhardt, A.; Damm, C.; Peschel, T.; Steinkopf, R.: Verfahren zur Fertigung einer optischen Anordnung mit mindestens zwei optischen Funktionsflächen, optisches Gerät und Vorrichtung zur Durchführung des Verfahrens.
- [SCH11c] Scheiding, S.; Yi, A. Y.; Gebhardt, A.; Li, L.; Risse, S.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Free-form manufacturing of a microoptical lens array on a curved substrate. In: Proceedings Spring Topical Meeting (Structured and Freeform Surfaces) of the American Society for Precision Engineering (ASPE), Charlotte, North Carolina, USA, ASPE, 6.3.-8.3.2011.

- [SCH11d] Scheiding, S.; Yi, A. Y.; Gebhardt, A.; Li, L.; Risse, S.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Freeform manufacturing of a microoptical lens array on a steep curved substrate by use of a voice coil fast tool servo. *Optics Express* 19 (24) (2011), S. 23938–23951.
- [SCH11e] Scheiding, S.; Yi, A. Y.; Gebhardt, A.; Loose, R.; Li, L.; Risse, S.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Diamond milling or turning for the fabrication of micro lens arrays: comparing different diamond machining technologies. In: *Proc. SPIE, Advanced Fabrication Technologies for Micro/Nano Optics and Photonics IV*; Band 7927. Hrsg.: Winston V. Schoenfeld, W. V.; Wang, J. J.; Loncar, M.; Suleski, T. J.; SPIE, 2011, S. 79270N.
- [SCH11f] Schneider, S.; Lowe, J.; persönliche Konsultation, 2011.
- [SCH12] Scheiding, S.; Gebhardt, A.; Steinkopf, R.; Risse, S.: Freeform optics machining and shape correction - a comparison between slow tool servo, fast tool servo and fly cutting. *Structured and Freeform Surfaces Topical Meeting, European Society for Precision Engineering und Nanotechnology (EUSPEN)*, Teddington, GB, 05.12.2012.
- [SCH13] Scheiding, S.; Beier, M.; Zeitner, U.-D.; Risse, S.; Gebhardt, A.: Freeform mirror fabrication and metrology using a high performance test CGH and advanced alignment features. In: *Proc. SPIE, Advanced Fabrication Technologies for Micro/Nano Optics and Photonics VI*; Band 8613. Hrsg.: von Freymann, G.; Schoenfeld, W. V.; Rumpf, R. C.; SPIE, 2013, S. 86130J.
- [SHA01] Shannon, R. R.: Tolerancing Techniques. In: *Handbook of optics*. Hrsg.: Bass, M. New York: McGraw-Hill, 2001, S. 36.1–36.12.
- [SIN93] Sinclair, R. L.; Arsenault, R. H.; Hudyma, R. M.: Wide field-of-view three-mirror telescope designed for improved manufacturability. In: *Proc. SPIE, Systems-Oriented Optical Design*; Band 1970. Hrsg.: Kampe, T. U.; Oberheuser, J. H.; SPIE, 1993, S. 139–147.
- [SON10] Sondermann, M.: *Mechanische Verbindungen zum Aufbau optischer Hochleistungssysteme. Berichte aus dem Institut für Maschinen- und Gerätekonstruktion (IMGK)*. Hrsg.: Theska, R. Ilmenau: Universitätsverlag, 2010.
- [SPU86] Spur, G.; Stöferle, T.: *Handbuch der Fertigungstechnik: Fügen, Handhaben und Montieren*. München: Hanser, 1986.
- [STE08] Steinkopf, R.; Gebhardt, A.; Scheiding, S.; Rohde, M.; Stenzel, O.; Glied, S.; Giggel, V.; Löscher, H.; Ullrich, G.; Rucks, P.; Duparré, A.; Risse, S.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Metal mirrors with excellent figure and roughness. In: *Proc SPIE, Optical Fabrication, Testing, and Metrology III*; Band 7102. Hrsg.: Duparré, A.; Geyl, R.; SPIE, 2008, S. 71020C.
- [STE12] Steinkopf, R.; Scheiding, S.; Gebhardt, A.; Risse, S.; Eberhardt, R.; Tünnermann, A.: Fly-cutting and testing of freeform optics with sub μm shape deviations. In: *Proc. SPIE, Current Developments in Lens Design and Optical Engineering XIII*; Band 8486. Hrsg.: Duparré, A.; Geyl, R.; SPIE, 2012, S. 71020C.

- [STO95] Stover, J. C.: Optical scattering measurement and analysis. Bellingham, Washington: SPIE Press, 1995.
- [SUR05] Sure, T.; Bauer, T.; Heil, J.; Wesner, J.: DUV-microscope objectives: technology driver that forces the production to switch from the micrometer scale to the nanometer scale. In: Proc. SPIE, Optical Fabrication, Testing, and Metrology II; Band 5965. Hrsg.: Duparré, A.; Geyl, R.; Wang, L.; SPIE, 2005, S. 59651H.
- [SWE02] Sweeney, M. N.: Advanced manufacturing technologies for light-weight post-polished snap-together reflective optical system designs. In: Proc. SPIE, Optomechanical Design and Engineering 2002; Band 4771. Hrsg.: Hatheway, A. E.; SPIE, 2002, S. 144–154.
- [TAK04] Takeuchi, H.; Yosizumi, K.; Tsutsumi, H.: Ultrahigh accurate 3-D profilometer using atomic force probe of measuring nanometer. In: Proceedings of the American Society for Precision Engineering (ASPE), Free-Form Optics: Design, Fabrication, Metrology, Assembly, Chapel Hill, North Carolina, USA, ASPE, 04.02.-05.02.2004.
- [TAN83] Taniguchi, N.: Current Status in, and Future Trends of, Ultraprecision Machining and Ultrafine Materials Processing. CIRP Annals - Manufacturing Technology 32 (2) (1983), S. 573–582.
- [TIZ01] Tiziani, H. J.; Reichelt, S.; Pruss, C.; Rocktaeschel, M.; Hofbauer, U.: Testing of aspheric surfaces. In: Proc. SPIE, Lithographic and Micromachining Techniques for Optical Component Fabrication; Band 4440. Hrsg.: Kley, E. B.; Herzig, H. P.; SPIE, 2001, S. 109–119.
- [TOH08] Tohme, Y.: Trends in Ultra-Precision Machining of Freeform Optical Surfaces. In: Proc. of Frontiers in Optics 2008 / Optical Fabrication and Testing, Rochester, New York, USA, Optical Society of America (OSA), 21.10.-24.10.2008.
- [TRO10] Tromp, N.; Rigal, F.; Elswijk, E.; Kroes, G.; Bresson, Y.; Navarro, R.: MATISSE cold optics opto-mechanical design. In: Proc. SPIE, Optical and Infrared Interferometry II; Band 7734. Hrsg.: Danchi, W. C.; Delplancke, F.; Rajagopal, J. K.; SPIE, 2010, S. 77341S.
- [TSU05] Tsutsumi, H.; Yoshizumi, K.; Takeuchi, H.: Ultrahighly accurate 3D profilometer. In: Proc. SPIE, Optical Design and Testing II; Band 5638. Hrsg.: Wang, Y.; Weng, Z.; Ye, S.; Sasian, J. M.; SPIE, 2005, S. 387–394.
- [UHL04] Uhlmann, E.; Oberschmidt, D.; Doll, U.; Krissler, J.; Lang, G.; Schroder, H.; Lang, K.; Reichl, H.; Chaloux, L.: Ultra precision milling of mechanical components and functionality systems for optical and electro optical modules. In: Proc. of the 4th International Conference of the European Society for Precision Engineering & Nanotechnology; Band 1. Hrsg.: Chetwynd, D.; EUSPEN, 2004, S. 133–134.

- [UHL05] Uhlmann, E.; Oberschmidt, D.; Feuchter, P.: Machining Properties of Monocrystalline Diamond End Mills. In: Proc. of the 5th International Conference of the European Society for Precision Engineering & Nanotechnology; Band 2. Hrsg.: Chevrier, F.; EUSPEN, 2005, S. 513–516.
- [VDI2860] VDI-Richtlinie 2860, Blatt 2 (1990) Montage- und Handhabungstechnik; Handhabungsfunktionen, Handhabungseinrichtungen; Begriffe, Definitionen, Symbole. Berlin: Beuth.
- [VUK11] Vukobratovich, D.; Schaefer, J. P.: Large stable aluminum optics for aerospace applications. In: Proc. SPIE, Optomechanics 2011: Innovations and Solutions; Band 8125. Hrsg.: Hatheway, A. E.; SPIE, 2011, S. 81250T.
- [VUK93] Vukobratovich, D.: Introduction to Optomechanical Design. Bellingham, Washington: SPIE Press, 1993.
- [VUK98] Vukobratovich, D.; Don, K.; Sumner, R. E.: Improved cryogenic aluminum mirrors. In: Proc. SPIE, Cryogenic Optical Systems and Instruments VIII; Band 3435. Hrsg.: Heaney, J. B.; Burriesci, L. G.; SPIE, 1998, S. 9–18.
- [VUK99] Vukobratovich, D.: Modular optical alignment. In: Proc. SPIE, Optomechanical Engineering and Vibration Control; Band 3786. Hrsg.: Derby, E. A.; Gordon, C. G.; Vukobratovich, D.; Yoder Jr., P. R.; Zweben, C. H.; SPIE, 1999, 427–438.
- [WER10] Werth Messtechnik GmbH: Betriebsanleitung Werth VideoCheck HA600. Gießen. Firmenschrift. 2010.
- [WIL96] Wilson, R. N.: Reflecting telescope optics I. Berlin: Springer, 1996.
- [WIL99] Wilson, R. N.: Reflecting telescope optics II. Berlin: Springer, 1999.
- [YOD06] Yoder, P. R.: Opto-Mechanical Systems Design, Third Edition. Boca Raton: CRC Press, 2006.
- [YOD08] Yoder, P.: Mounting optics in optical instruments. Bellingham, Washington: SPIE Press, 2008.
- [YOS87] Yoshizumi, K.; Murao, T.; Masui, J.; Imanaka, R.; Okino, Y.: Ultrahigh accuracy 3-D profilometer. Applied Optics 26 (9) (1987), S. 1647–1653.
- [ZEH06] Zehnder, R.; Burge, J. H.; Zhao, C.: Use of computer generated holograms for alignment of complex null correctors. In: Proc. SPIE, Optical System Alignment and Tolerancing; Band 6676. Hrsg.: Atad-Ettedgui, E.; Antebi, J.; Lemke, D.; SPIE, 2006, S. 62732S.
- [ZEI12] Zeitner, U.-D.; Scheiding, S.; Eckstein, H.-C.; Fuchs F. and Risse, S.: Optical alignment with computer-generated holograms. In: Proc. of European Optical Society Annual Meeting, Aberdeen, Scotland, GB, EOS, 25.09.-28.09.2012.
- [ZEM12] Radiant Zemax, LLC: Zemax - Optical Design Program User's Manual. Redmond, Washington, USA. Firmenschrift. 2012.

Berichte aus dem Produktionstechnischen Zentrum Berlin

Wissensbasierte Diagnose technischer Systeme mit konnektionistischen Modellen
Hartwig Weber. 201 Seiten, 46 Abb., 7 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4496-6

Untersuchung der Einsatzmöglichkeiten industrieller Qualitätstechniken im Dienstleistungsbereich
Alexander Gogoll. 173 Seiten, 71 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4498-2

Perforierschneiden mit Nd:YAG-Festkörper hoher Impulsenergien
Jürgen Betz. 167 Seiten, 97 Abb., 5 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4499-0

Analyse der Werkstückhaltekräfte am Dreibackenfutter im Rahmen einer Maschinen- und Prozeßüberwachung
Rolf Thiel. 130 Seiten, 69 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4495-8

Gestaltung von Entscheidungsstrukturen zur Optimierung von Produktentwicklungsprozessen
Florian Golm. 173 Seiten, 83 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4497-4

Fehlersensitive Produktgestaltung in integrierten Systemarchitekturen
Michael Stephan. 164 Seiten, 58 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4512-1

Wirtschaftliche Einführung der rechnerintegrierten Produktion in kleinen Unternehmen mit komplexer Produktionsstruktur
Wolfgang Bilger. 174 Seiten, 42 Abb., 1 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4511-3

Beitrag zur Organisation von Demontagesystemen
Claudia Hentschel. 160 Seiten, 54 Abb., 16 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4513-X

Entwicklung eines Modells für eine rechnerunterstützte Qualitätswissensbasis
Jörg-Peter Brauer. 150 Seiten, 40 Abb., 2 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4520-2

Kühlschmierung beim Schleifen keramischer Werkstoffe
Thomas Brücher. 330 Seiten, 124 Abb., 17 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4523-7

Einführen und Umsetzen von Total Quality Management
Christian Malorny. 310 Seiten, 68 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4524-5

Qualitätsmanagement für die Einführung bestandsarmer Produktionskonzepte
Torsten Walter. 143 Seiten, 37 Abb., 13 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4525-3

Virtuelle Tonmodellierung zur skizzierenden Formgestaltung im Industriedesign
Jörg Lüddemann. 166 Seiten, 76 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4519-9

Konzept zur Steigerung der Effektivität von Produktionsanlagen
Mehdi Al-Radhi, 165 Seiten, 45 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4528-8

Produktionsstrukturierung auf der Basis strategischer Eigenfertigungskomponenten
Olaf Sauer, 144 Seiten, 62 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4532-6

Auswahl und Konditionierung von Werkzeugen für das Außenrund-Profil schleifen technischer Keramiken
Ingo Liebe, 170 Seiten, 79 Abb., 16 Tab. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4509-1

Automatisiertes Nähen von Zuschnitten ungleicher Kontur

Thomas Gottschalk, 140 Seiten, 70 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4531-8

Featureintegrierte Fertigungsplanung

Armin Ulbrich, 209 Seiten, 93 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4529-6

Aufgabenbezogene Anordnung und Programmierung von Laserscannern für die 2D-Geometrieinspektion

Heinrich Schuler, 148 Seiten, 81 Abb. 1996. Kartoniert. ISBN 3-8167-4530-X

Arbeitsgestaltung zur Fehlervermeidung bei der SMD-Elektronikmontage

Stephan Krüger, 173 Seiten, 51 Abb., 22 Tab. 1996. Kartoniert.
ISBN 3-8167-4540-7

Modell der zyklischen Prozeßrestrukturierung als Teil des Total Quality Managements

Timo Füermann, 176 Seiten, 79 Abb., 10 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4545-8

Analyse der Rentabilität von Qualitätstechniken

Philipp Theden, 158 Seiten, 50 Abb., 10 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4544-X

Thermisch beschichtete CFK-Wellen im Maschinenbau

Andreas Kranz, 148 Seiten, 76 Abb., 12 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4547-4

Integrativer Produktentwicklungsarbeitsplatz mit Multimedia- und Breitbandkommunikationstechnik

Thomas Kieseewetter, 169 Seiten, 60 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4548-2

Verbesserung der Planung von Produktionsprozessen im Werkzeugbau durch Qualitätsplanung mittels Quality Function Deployment (QFD)

Manfred Zoschke, 140 Seiten, 14 Abb., 7 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4546-6

Flexibel anpaßbare Softwaresysteme zur rechnerunterstützten Fertigungssteuerung

Harald Krause, 148 Seiten, 89 Abb., 27 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4551-2

Anpassung des Qualitätswesens bei Total Quality Management

Frank Krämer, 262 Seiten, 75 Abb., 40 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4558-X

Integration von Qualitäts- und Umweltmanagementsystemen und ihre betriebliche Umsetzung

Detlev Butterbrodt, 240 Seiten, 60 Abb., 12 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4559-8

Die Entwicklung des deutschen Werkzeugmaschinenbaus in der Zeit von 1930 bis 1960

René Haak, 225 Seiten, 30 Abb., 9 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4556-3

Fertigungsintegrierte Instandhaltung

Ralf Jagodejkin, 195 Seiten, 55 Abb., 21 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4557-1

Analyse der Prozeßkette Pulverspritzgießen

Peter Merz, 165 Seiten, 78 Abbildungen. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4629-2

Bearbeitung von metallischen Gasturbinenwerkstoffen durch Tiefschleifen und Drahterodieren

Achim Meier, 220 Seiten, 80 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4627-6

Drehzahlsynchronisation der Wirkpartner beim Abrichten und Schleifen

Holger Eichhorn, 200 Seiten, 86 Abb., 13 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4630-6

Läppen von einkristallinem Silicium

Hendrik Engel, 200 Seiten, 85 Abbildungen, 13 Tabellen. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4631-4

Verschleißverhalten von polykristallinem Diamant bei instationärer Beanspruchung

Uwe Lachmund, 210 Seiten, 100 Abb., 15 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4632-2

Feature-basierte Meßplanung für Koordinatenmeßmaschinen

Michael Ciesla, 162 Seiten, 79 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4613-6

Informationssystem für heterogen verteilte Qualitätsinformationen

Volker Kleinhans, 150 Seiten, 67 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4612-8

Untersuchung und Interpretation der beim Schleifen der Nickelbasislegierung IN 738 LC induzierten Gefügeänderungen in der Randzone

Pengxi Li, 147 Seiten, 135 Abb., 19 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4634-9

Thermische Stabilisierung von Werkzeugmaschinen-Spindelkästen durch Carbonfaserverbundkunststoffe

Matthias Liebetau, 200 Seiten, 122 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4638-1

Kooperationsentwicklung mit Zulieferern in der Automobilindustrie Indonesien

Ida-Bagus Kesawa Narayana, 214 Seiten, 95 Abb., 11 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4642-X

Flexible On-line-Prozeßoptimierung mit integrierten adaptiven Modellen

Martin Bauer, 160 Seiten, 55 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4622-5

Einsatz eines Mobilrobotersystems in der Endmontage des Schiffsstahlkörperbaus

Henning Müller, 170 Seiten, 62 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4552-0

Prozeßmodell für die Kraftübertragung durch neue Wirkflächen zur Entwicklung geometrietoleranter Demontagewerkzeuge

Martin Wagner, 170 Seiten, 100 Abb., 12 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5130-X

Honen keramischer Werkstoffe

Uwe-Peter Weigmann, 250 Seiten, 103 Abb., 15 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4639-X

Modellierung und Vermessung linearer Gelenkbewegungen bei Industrierobotern

Michael Grethlein, 154 Seiten, 56 Abb., 5 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4644-6

Globalisierungspotentiale im Maschinenbau

Jens Nackmayr, 174 Seiten, 68 Abb., 5 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5132-6

Entwicklung und praktische Erprobung eines Kennzahlensystems für das Total Quality Management

Olaf Wolter, 190 Seiten, 52 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5136-9

Prozeßorientierte Techniken zur systematischen Verbesserung des betrieblichen Umweltschutzes

Ulrich Tammler, 185 Seiten, 72 Abb., 25 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5134-2

Eine Methode zur automatischen Strukturinterpretation in digitalisierten technischen Zeichnungen

Nailja Luth, 150 Seiten, 76 Abb., 10 Tab. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-4646-2

Ganzheitliches Modell zur Umsetzung von Total Quality Management

Philipp Radtke, 180 Seiten, 50 Abb. 1997. Kartoniert. ISBN 3-8167-5148-2

Ein methodischer Ansatz zum Strukturvergleich technischer Objekte

Matthias Müller, 245 Seiten, 54 Abb., 11 Tab. 1997. Kartonierte. ISBN 3-8167-5160-1

Prozeßparameter beim Scherschneiden von Karosserieblechteilen

Andreas Pöllmann, 154 Seiten, 80 Abb., 11 Tab. 1997. Kartonierte. ISBN 3-8167-5150-4

Biologisch basierte Verfahren zur Objekterkennung und Texturanalyse

Javier Ruiz-del-Solar, 145 Seiten, 98 Abb., 8 Tab. 1997. Kartonierte. ISBN 3-8167-4647-0

Methodisches Konstruieren als Mittel zur systematischen Gestaltung von Dienstleistungen

Wolfgang Schwarz, 130 Seiten, 80 Abb. 1997. Kartonierte. ISBN 3-8167-5140-7

Techniken zur Entwicklung von Führungsqualität im Total Quality Management

Claudia Kostka, 200 Seiten, 30 Abb. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5165-2

Metamodellierung als Instrument der Verknüpfung von Unternehmensmodellen

Wolfgang Müller, 170 Seiten, 61 Abb. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5164-4

Entwicklung und Realisierung einer Methode für die flexible Auswertung von Profillinien

Lorenz Voit, 145 Seiten, 75 Abb., 20 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5174-1

Gewichts- und Lärminderung von Laufrädern für Schienenfahrzeuge durch Einsatz von Faserverbundwerkstoffen

Frank Warmuth, 130 Seiten, 110 Abb. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5173-3

Prozeß-Benchmarking – Methode zum branchenunabhängigen Vergleich von Prozessen

Gunnar Siebert, 130 Seiten, 45 Abb., 21 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5182-2

Modellierungsvorgehen zur Planung von Geschäftsprozessen

Martin Schwermer, 160 Seiten, 54 Abb., 6 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5163-6

Bewertung und Verkürzung von Anlaufprozessen für Betriebsmittel

Ronald Fritsche, 135 Seiten, 71 Abb. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5169-5

Analyse des Drehens duktiler Werkstoffe mit der Finite-Elemente-Methode

Steffen Gerloff, 272 Seiten, 116 Abb., 7 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5161-X

Prozeßorientierte Auswahl von PPS-Systemen

Georg Neubauer, 146 Seiten, 85 Abb. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5184-9

Featurebasiertes Gestalten von Produkten mit Freiformgeometrien

Christiane Stiel, 153 Seiten, 50 Abb., 1 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5170-9

Entwicklung und Verifizierung eines Prozeßmodells für das Einzelpunktlöten in der Elektronikfertigung

Jörg Niemeier, 120 Seiten, 75 Abb. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5177-6

Beschleunigte Evolutionsstrategie zur Optimierung von Fertigungsprozessen

Jürgen H. Bremer, 125 Seiten, 38 Abb., 23 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5183-0

Konfigurierbares, multimediales Fernbetreuungssystem für rechnergesteuerte Fertigungseinrichtungen

Zaharya Menevidis, 155 Seiten, 51 Abb., 9 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5171-7

Funkenerosive Bearbeitung von polykristallinem Diamant

Steffen Appel, 150 Seiten, 62 Abb., 10 Tab. 1998. Kartonierte. ISBN 3-8167-5162-8

Analyse und Simulation des Laserstrahlschneidens von Faserverbundkunststoffen
Stefan Liebelt, 180 Seiten, 70 Abb., 12 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5190-3

Flexible Spannbacken für die Drehbearbeitung
Udo Bahrke, 168 Seiten, 120 Abb. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5193-8

Controlling des Fabrikbetriebes auf der Basis des Total Quality Managements (TQM)
Dirk Wilmes, 195 Seiten, 51 Abb. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5194-6

Ein Modell zur Reduzierung der Variantenvielfalt in Produktionsunternehmen
Sven-Norman Gembrys, 120 Seiten, 48 Abb.. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5199-7

Konzept eines Modells zur Produktentwicklung
Hanno Weber, 160 Seiten, 85 Abb. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5205-5

**Entwicklung einer handlungsorientierten Interaktionsmethode zur Benutzung
produktionstechnischer Datenbanken**
Regine Gernert, 168 Seiten, 40 Abb., 15 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5213-6

Modell zur Gestaltung und Auswahl von CAQ-Lösungen
Thomas Konert, 172 Seiten, 68 Abb., 5 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5207-1

Globales Produktdatenmanagement zur Verbesserung der Produktentwicklung
Matthias Doblies, 139 Seiten, 49 Abb., 21 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5224-1

Designintegrierte Produktplanung und Produktkonzeption
Timm Kehler, 158 Seiten, 78 Abb.. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5237-3

Verkürzung der Produktentwicklungszeit durch Parallelverarbeitung
Haygazun Hayka, 175 Seiten, 46 Abb., 13 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5228-4

**Analyse der Schnitt- und Kerbgeometrie sowie des Strahls beim
Abrasive Wasserstrahlschneiden**
Bernhard Axmann, 199 Seiten, 100 Abb., 20 Tab. 1998. Kartoniert. ISBN 3-8167-5236-5

Anwendung neuronaler Netze zur Werkzeugverschleißerkennung beim Fräsen
Edgar Fries, 200 Seiten, 106 Abb., 14 Tab. 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5244-6

**Konzept zur lebenszyklusorientierten Verbesserung der Effektivität von
Produktionseinrichtungen**
Ulf Perlewitz, 162 Seiten, 75 Abb., 6 Tab. 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5260-8

Methoden zur Verbesserung der Fehlererkennung an Antriebsstrecken
Jörg Krüger, 170 Seiten, 101 Abb., 21 Tab. 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5268-3

Beitrag zur Entwicklung eines modularen TQM-Modells für das Krankenhauswesen
Bettina Hahne, 180 Seiten, 50 Abb., 5 Tab. 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5290-X

Steuerungsintegriertes Prozeßüberwachungssystem für Drehmaschinen
Ireneus Suwalski, 167 Seiten, 106 Abb., 13 Tab. 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5286-1

Montagesystemplanung und -steuerung für die variantenreiche Serienmontage
Kuo-Wen Chang, 148 Seiten, 59 Abb. 1999. Kartoniert. ISBN 3-8167-5294-2

Werkstückspannsysteme aus faserverstärkten Kunststoffen für die Hochgeschwindigkeitsdrehbearbeitung

Uwe Mette, 227 Seiten, 106 Abb., 27 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5271-3

Bildanalysesystem zur robusten Erkennung von Kennzeichen an Fahrzeugen

Lutz Lohmann, 184 Seiten, 81 Abb., 18 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5534-8

Planung und marktorientierter Betrieb von Demontagefabriken

Holger Perlewitz, 180 Seiten, 72 Abb., 53 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5538-0

Simulation von Produktentwicklungsprozessen

Hans-Christoph Raupach, 150 Seiten, 60 Abb., 4 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5544-5

Induktive Wegsensoren zur Überwachung und Regelung des Blecheinzugs beim Tiefziehen

Ute Forstmann, 110 Seiten, 59 Abb., 2 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5547-X

Konstruktive Berechnungsmodelle auf Basis Neuronaler Netze

Alexander Carl, 135 Seiten, 53 Abb., 2 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5568-2

Konzeption eines webbasierten Beratungs-Unterstützungs-Systems am Fallbeispiel einer PDM-Systemauswahl

Toralf Kahlert, 140 Seiten, 50 Abb., 4 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5569-0

Ein Ansatz zum Konstruieren mit Lösungsräumen

Petrik Ziebel, 155 Seiten, 44 Abb., 6 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5577-1

Rapid Styling Validation - Berechnung und Simulation in der Konzeptphase der Produktentwicklung

Yasmina Bock, 150 Seiten, 57 Abb., 5 Tab. 2000. Kartoniert. ISBN 3-8167-5592-5

Einfluss der Relativbewegung auf den Prozess und das Arbeitsergebnis beim Planschleifen mit Planetenkinematik

Thomas Ardel, 200 Seiten, 102 Abb., 19 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5609-3

Beitrag zum Greifen von Textilien

Jörg Stephan, 140 Seiten, 100 Abb., 20 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5622-0

Integrierte Unternehmensplanung auf der Basis von Unternehmensmodellen

Roland Jochem, 170 Seiten, 77 Abb. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5623-9

Wege zur Steigerung der Nutzenproduktivität von Ressourcen

Katrin Müller, 177 Seiten, 45 Abb., 46 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5884-3

Business-Exzellenz als qualitätsorientierter Entwicklungsansatz für Gründungsaktivitäten

Gunter Busch. 199 Seiten, 46 Abb., 4 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6045-7

Nutzung von Felddaten in der qualitätsgetriebenen Produktentwicklung und im Service

Andreas Edler. 131 Seiten, 64 Abb., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5902-5

Package-Features für die Kommunikation in den frühen Phasen der Automobilentwicklung

Karsten Gessner. 154 Seiten, 39 Abb., 6 Tab., 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5636-0

System zur sicherheitsgerechten Konstruktion von Werkzeugmaschinen

Michael Ising, 200 Seiten, 101 Abb., 5 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5890-8

Verteilte Simulation des Materialversorgungsprozesses in Produktionsverbänden
Dirk Krützfeld, 141 Seiten, 78 Abb., 13 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6035-X

Integration eines visuellen Lageregelungssystems für sechs Freiheitsgrade in Industrieroboter
Yong-Uk Kwon, 161 Seiten, 63 Abb., 9 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6044-9

Magnetische Flüssigkeiten als Schmierstoff in hydrodynamischen Gleitlagern
Reiner Patzwald, 176 Seiten, 148 Abb., 27 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5892-4

Beitrag zum flexiblen Greifen in der Demontage
Alexander Stenzel, 129 Seiten, 66 Abb., 6 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5885-1

Strategische Unternehmensprozessgestaltung mit der Methode des Target Processing
Florian Weymar. 170 Seiten, 59 Abb. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-5898-3

Beitrag zur Innovationsentwicklung in indonesischen Unternehmen durch kompetenzorientierte Netzwerkbildung
Agung Budi Utomo Halim. 206 Seiten, 73 Abb., 53 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6065-1

Fehlerbeseitigungsmanagement unter Berücksichtigung der Plattformstrategie am Beispiel der Automobilindustrie
Daniel Schukraft. 137 Seiten, 87 Abb. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6079-1

Auslegung magnetumgeformter Verbindungen durch Simulation
Stefan Mehnert. 141 Seiten, 118 Abb., 17 Tab. 2001. Kartoniert. ISBN 3-8167-6086-4

Statistische Prozessregelung bei administrativen Prozessen im Rahmen eines ganzheitlichen Prozesscontrollings
Thomas Gerboth. 123 Seiten, 46 Abb., 12 Tab., 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6080-5

Sichere synchrone Telekooperation zur Optimierung der verteilten Produktentstehung
Ralf Schultz. 150 Seiten, 61 Abb., 4 Tab. 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6088-0

Verbesserte Anpassungsfähigkeit des Änderungsmanagements durch komplementäre Selbstorganisation
Ralf Brunken. 134 Seiten, 52 Abb., 2 Tab. 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6144-5

Durchlaufzeitreduzierung durch Harmonisierung von Belegungszeiten und Einführung flexibler Prozeßteams
Reiner Friedland. 170 Seiten, 47 Abb., 13 Tab. 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6139-9

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität von Ressourcen durch eine Life Cycle Unit
Waldemar Grudzien. 170 Seiten, 75 Abb., 33 Tab. 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6174-7

Beitrag zum Variantenmanagement und zur Prozessoptimierung im Wagenkastenbau von Schienenfahrzeugen
Holger Schmidt. 170 Seiten, 84 Abb., 10 Tab. 2002. Kartoniert. ISBN 3-8167-6178-X

Modellierung von Layout und Steuerungsregeln für die Materialfluss-Simulation
Markus Rabe. 222 Seiten, 135 Abb. 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6262-X

CVD-Diamant als Schneidstoff
Marcus Brücher. 187 Seiten, 87 Abb., 18 Tab. 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6280-8

Berechnungsmodell zur Ermittlung von Spannkraften bei Backenfuttern
Pingfa Feng. 213 Seiten, 203 Abb., 17 Tab. 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6371-5

Beitrag zur Entwicklung modularer Demontagewerkzeuge
Uwe Rebařka. 138 Seiten, 78 Abb., 28 Tab. 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6381-2

Beitrag zur voxelbasierten Simulation des fünfachsigen NC-Fräsens
Zengxuan Hou. 160 Seiten, 80 Abb., 3 Tab. 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6401-0

Aufbau hierarchiearmer Produktionsnetzwerke – Technologiestrategische Option und organisatorische Gestaltungsaufgabe
Carsten S. Schröder, 210 Seiten, 59 Abb., 1 Tab. 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6398-7

Sprache zur Optimierung von Produktentwicklungsprozessen
Roland Heimann, 158 Seiten, 55 Abb., 6 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6456-8

Beitrag zur dynamischen Prozessplanung und Generierung von Steuerungssequenzen für flexible Demontagesysteme
Hyung-Ju Kim. 164 Seiten, 75 Abb., 19 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6559-9

Öko-Effizienz durch Nutzenverkauf am Beispiel der Automobilindustrie
Gitta Vischer. 193 Seiten, 62 Abb., 42 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6561-0

Applications of Subdivision Techniques in Product Development
Nele Gross. 136 Seiten, 51 Abb. 2003. Kartoniert. ISBN 3-8167-6576-9

Werkzeuge zum impuls-magnetischen Warmfügen von Profilen aus Aluminium- und Magnesiumlegierungen
Robert Hahn. 209 Seiten, 95 Abb., 18 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6642-0

Ultraschallunterstütztes Quer-Seiten-Schleifen
Nikolai-Alexander Daus. 145 Seiten, 78 Abb., 5 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6657-9

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität von Ressourcen durch Anpassen von Mobiltelefonen
Bahadır Basdere. 208 Seiten, 77 Abb., 26 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6662-5

Informationstechnische Integration hybrider Demontagesysteme
Thomas Keil. 183 Seiten, 79 Abb., 15 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6688-9

Soft Data Fusion for Computer Vision
Aureli Soria-Frisch. 242 Seiten, 118 Abb., 7 Tab. 2004. Kartoniert. ISBN 3-8167-6689-7

Trennende Schutzeinrichtungen für Werkzeugmaschinen zur Hochgeschwindigkeitsbearbeitung
Jörg Bold. 220 Seiten, 99 Abb., 39 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6697-8

Auslegung dünner Hartstoffschichten für Zerspanwerkzeuge
Karsten Klein. 172 Seiten, 88 Abb., 17 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6700-1

Methode zur Komplexitätsreduzierung der Auftragssteuerung in der Elektronikmontage
Dietrich Fischer. 202 Seiten, 97 Abb., 6 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6729-X

Sicherheitszentrierte Architektur für Internet-basierte Dienste im Maschinen- und Anlagenbau
Ralf Berger. 120 Seiten, 70 Abb., 16 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6777-X

Methodische Entwicklung von modularen IT-Dienstleistungen

Klaus Herbst. 219 Seiten, 63 Abb. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6778-8

Flexible Integration von Rapid Prototyping Prozessketten in die Produktentwicklung

Stefan Dreher. 139 Seiten, 54 Abb., 10 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6843-1

Risikominimierung bei der Beschaffung investiver Dienstleistungen durch den Einsatz von Methoden des Qualitätsmanagements

Marc Bockschecker. 195 Seiten, 36 Abb., 6 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6900-4

Verfahren zum Einzelpunktlöten von elektrischen Anschlusskontakten mit getrennter Erwärmung von Lötstelle und Lot

Andreas Frenzke. 140 Seiten, 69 Abb., 17 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6919-5

Adaptive Modellierung und Simulation von Produktentwicklungsprozessen

Johannes Voigtsberger. 174 Seiten, 58 Abb. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6929-2

Konditionieren von Diamantschleifscheiben

Frank Sroka. 229 Seiten, 111 Abb., 7 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6937-3

Zustandsorientierte Instandhaltung von Standardkomponenten mit Life Cycle Units

Alexander Buchholz. 200 Seiten, 99 Abb., 9 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6938-1

Beitrag zur Gestaltung horizontaler Innovationskooperationen in Klein- und Mittelbetrieben am Beispiel Schienengüterverkehr

Ulrich Kroß. 166 Seiten, 56 Abb., 11 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6962-4

Verfahren und Systeme zur Demontage komplexer technischer Gebrauchsgüter

Jens-Peter Härtwig. 242 Seiten, 108 Abb., 19 Tab. 2005. Kartoniert. ISBN 3-8167-6963-2

Neue Einsatzmöglichkeiten von Ferrofluiden in technischen Systemen mit relativ zueinander bewegten Komponenten

Nayim Bayat. 175 Seiten, 113 Abb., 19 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7014-2

Wissensbilanzen für mittelständische Organisationen

Kay Alwert. 181 Seiten, 65 Abb., 25 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7033-9

Entwicklung eines lernfähigen Bildverarbeitungssystems unter Einsatz von Verfahren des Soft Computing

Mario Köppen. 158 Seiten, 56 Abb., 7 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7056-8

Hochleistungsfräsen von Superlegierungen

Eric Wiemann. 239 Seiten, 124 Abb., 34 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7082-7

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität durch Anpassungsprogrammplanung

Carsten Franke. 220 Seiten, 82 Abb., 34 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7095-9

Beitrag zur simulationsgestützten Planung von Demontagefabriken für Elektro- und Elektronikaltgeräte

Markus Ciupek. 179 Seiten, 77 Abb., 26 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7112-2

Management von Ingenieurkompetenzen im Spannungsfeld beruflicher Arbeitsteilung

Matthias Patrick Meyer. 180 Seiten, 31 Abb., 7 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7127-0

Approach of Integrated Order Scheduling and Flexible Resource Planning for Mass Customization

Ingo Lümke. 193 Seiten, 38 Abb., 10 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7223-4

Entwicklung von Hartmetallwerkzeugen für die Mikrozerspannung mit definierter Schneide

Kai Schauer. 178 Seiten, 107 Abb., 15 Tab. 2006. Kartoniert. ISBN 3-8167-7245-5

Informationssystemische Prozessorganisation mit sozioorientierter Transformation

Dieter Schacher. 163 Seiten, 65 Abb. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7285-9

Eigenschaften und Einsatzverhalten CVD-diamantbeschichteter Hartmetallwerkzeuge

Rouven Kott. 166 Seiten, 84 Abb., 7 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7323-8

Grundlagen und Prozessstrategien der Mikrofunktenerosion für die Bearbeitung von Rotationsbauteilen

Sascha Piltz. 266 Seiten, 139 Abb., 27 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7345-0

Verfahrensgrundlagen und Technologie des Hubschleifens mit viskosen Schleifmedien

Hubert Szulczynski. 175 Seiten, 87 Abb., 13 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7379-5

Modellierung und Analyse verteilter Entwicklungsprozesse für mechatronische Systeme

Chris Biantoro. 174 Seiten, 102 Abb. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7406-8

Beitrag zum Vereinzeln flächiger biegeschlaffer Bauteile

Frank Szimmat. 177 Seiten, 106 Abb., 19 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7424-2

Kompetenzabhängiges Simulationsverfahren zur Optimierung von Produktentwicklungsprozessen

Matthias Strebler. 132 Seiten, 33 Abb., 1 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7432-7

Integriertes Benchmarking für kleine und mittlere Unternehmen

Holger Kohl. 166 Seiten, 41 Abb., 19 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7439-6

Informationsmanagement zur Planung und Verfolgung von Produktlebenszyklen

Holger Jungk. 147 Seiten, 72 Abb., 5 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7461-7

Beitrag zum wirtschaftlichen Betrieb von Recyclingnetzwerken

Monica Vanegas. 174 Seiten, 65 Abb., 41 Tab. 2007. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7558-4

Eine Ontologie-basierte Methode zur Entscheidungsunterstützung in der Produktentwicklung

Hauke Arndt. 193 Seiten, 59 Abb. 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7641-3

Analyse der Effekte beim Trockeneisstrahlen

Mark Claudius Krieg. 144 Seiten, 60 Abb., 27 Tab. 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7625-3

Optimierte Zulieferintegration in der Produktentwicklung durch Ad-hoc-Kooperationswerkzeuge

Hendrik Gärtner. 166 Seiten, 61 Abb. 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7655-0

Zerspannsimulationslösungen für die Werkzeugkonstruktion und Prozessauslegung beim Fräsen

Alexander Marc Mattes. 169 Seiten, 79 Abb., 20 Tab. 2008. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7847-9

Aerodynamische Trenn- und Förderprozesse zur Steigerung der Demontageflexibilität bei Automobilkomponenten

Stefano Consiglio. 154 Seiten, 71 Abb., 13 Tab. 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7955-1

Planung der Wiederverwendung von Elektro(nik)altgeräten

Sebastian Kernbaum. 236 Seiten, 87 Abb., 19 Tab. 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7966-7

Verfahren zur ad hoc-Modellierung und -Simulation räumlicher Feder-Masse-Systeme für den Einsatz in Virtual Reality-basierten Handhabungssimulationen

Jens Neumann. 226 Seiten, 106 Abb., 27 Tab. 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7955-1

Beeinflussung des Vorbehandlungszustandes der Substratrandzone durch Trockeneisstrahlen am Beispiel von Klebverbindungen

Adil El Mernissi. 157 Seiten, 72 Abb., 21 Tab. 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7980-3

Beitrag zur Steigerung der Nutzenproduktivität durch Modularisierung von Produkten

Marco Zettl. 236 Seiten, 65 Abb., 18 Tab. 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8167-7986-5

Herstellung und Einsatz CVD-diamantbeschichteter Bohrgewindefräser

Jens König. 188 Seiten, 65 Abb., 18 Tab. 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0025-2

Akzeptanzförderung bei der Einführung von Wissensmanagement - Ein Methodenbaukasten für kleine und mittlere Unternehmen

Ina Kohl. 178 Seiten, 30 Abb., 13 Tab., 2009. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0050-4

Technisch-wirtschaftliche Bewertung von Flexibilität in Rohbauebenenlinien

Arne Lambertz. 240 Seiten, 164 Abb., 10 Tab, 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0117-4

Charakterisierung und Auslegung der Grenzschicht PVD-beschichteter Schneidkeramiken.

Tom Hühns. 179 Seiten, 72 Abb., 11 Tab. 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0132-7

Virtuelle Rekonstruktion von Innenräumen basierend auf Messdaten von Tiefenkameras

Alexander Sabov. 174 Seiten, 86 Abb., 10 Tab. 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0144-0

Ermittlung, Berechnung und Optimierung des strukturmechanischen Verhaltens am Beispiel von Fräsmaschinen

Carsten Mense. 169 Seiten, 58 Abb., 11 Tab. 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0156-3

Beitrag zur nachhaltigen industriellen Wertschöpfung durch multiattributive Bewertung von Montageanlagen

Timo Fleschutz. 193 Seiten, 62 Abb., 8 Tab. 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0171-6

Vorgehensweise für Planung und Betrieb energieeffizienter Produktionssysteme

Nils Weinert. 174 Seiten, 52 Abb., 16 Tab. 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0173-0

Semantic-Web-Wissensbank für Planungsprozesse bei der Wiederverwendung von Produktionsanlagen

Robert Harms. 210 Seiten, 93 Abb., 11 Tab. 2010. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0180-8

Einsatzverhalten genuteter CBN-Schleifscheiben mit keramischer Bindung beim Außenrund-Einsteichschleifen

Mathias Kirchgatter. 173 Seiten, 85 Abb., 19 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0211-9

Planung ingenieurwissenschaftlicher Qualifizierung mit Semantik-Web-Wissensbanken

Carsten Reise. 178 Seiten, 61 Abb., 26 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0217-1

Development of an Intellectual Capital-Based Management System for Science Parks
Hamad Al Hashemi. 154 Seiten, 54 Abb., 7 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0218-8

Adaptive physikbasierte Modelle für die interaktive Deformationssimulation in der Virtuellen Realität

Ulrike Völlinger. 222 Seiten, 109 Abb., 25 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0273-7

Beitrag zu verteilten technischen Innovationsprozessen unter Berücksichtigung von Nachhaltigkeitskriterien

Semih Severengiz. 208 Seiten, 35 Abb., 15 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0232-4

Hybride Interaktionstechniken des immersiven Skizzierens in frühen Phasen der Produktentwicklung

Johann Habakuk Israel. 389 Seiten, 120 Abb., 26 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0330-7

Depth Data based Determination of Gait Parameters of Subjects after Stroke for the Use in Clinical Gait Rehabilitation

Jochen Radmer. 152 Seiten, 84 Abb., 14 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0332-1

Integration von Modellkonzeption und Management der Unternehmensmodellierung

Thomas Knothe. 190 Seiten, 48 Abb., 32 Tab. 2011. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0355-0

Wissensgenerierung in hybriden Leistungsbündeln durch die Virtual Life Cycle Unit

René Gegusch. 184 Seiten, 81 Abb. 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0371-0

Strategische Unternehmensentwicklung auf Basis immaterieller Werte in KMU

Markus Will, 219 Seiten, 56 Abb., 31 Tab. 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0376-5

Modellbasierte Prozessauslegung des Druckfließlappens am Beispiel keramischer Werkstoffe

Vanja Mihotovic, 166 Seiten, 65 Abb., 5 Tab. 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0390-1

Schleifen von Hartmetall- und Vollkeramik-Schaftfräsern

Christoph Hübert, 154 Seiten, viele Abb. und Tab. 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0393-2

A haptic control framework for end-effector based gait simulation interfaces and its application in patient-adaptive rehabilitation training

Sami Hussein, 160 Seiten, viele Abb. und Tab. 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0464-9

Auditierung von Wissensbilanzen. Eine Methode zur Qualitätssicherung von Bilanzen des Intellektuellen Kapitals

Wen-Huan Wang, 200 Seiten, viele Abb. und Tab. 2012. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0490-8

Einsatzverhalten von PKD und Bor-dotiertem CVD-Diamant bei der Mikrofunkenerosion

Markus Röhner, 224 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0497-7

Effective Motion Design Applied to Energy-Efficient Handling Processes

Tobias Brett, 205 Seiten, 84 Abb. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0511-0

Fortschrittsbewertung von Fabrikplanungsprojekten

Sven Glinitzki, 230 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0520-2

Kompensation der Verlagerung an nachgiebigen Werkzeugmaschinengestellen am Beispiel von Fräsmaschinen für die Mikrobearbeitung

Jörg EBmann, 164 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0565-3

Approach for Integrating Predictive-Reactive Job Shop Scheduling with PLC-Controlled Material Flow

Azrul Azwan Abdul Rahman, 168 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0622-3

Product-Service Systems Enabling for Sustainable City Mobility

Jialiang Hu, 167 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0632-2

Integration optischer Messtechnik in Ultrapräzisionsmaschinen für die Korrekturbearbeitung beim Drehen mit Slow-Slide-Servo

Martin Kurz, 213 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0630-8

Contribution to efficient water use and reducing environmental impact of wastewater in industry

Chenqing Wang, 213 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0637-7

Patientengerechte Gestaltung computerbasierter Anwendungen in der gerätegestützten, motorischen Therapie nach Schlaganfall

Simone Schmid, 182 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0634-6

Einfluss der Oberflächenstrukturierung und -texturierung eines Kunststoffsubstrats auf die Anhaftung von Zellen

Quang Ut Huynh, 193 Seiten, viele Abb. und Tab. 2013. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0631-5

Modellierung und Simulation des thermischen Verhaltens einer Werkzeugmaschine mit der Finite-Elemente-Methode

Jiangmin Hu, 191 Seiten, viele Abb. und Tab. 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0660-5

Möglichkeiten und Grenzen des Strahlspanens mittels CO₂ Hochdruckstrahlen

Martin Bilz, 170 Seiten, viele Abb. und Tab. 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0661-2

Nachhaltige Technologiepfade für unterschiedliche Entwicklungsniveaus

Pia Gausemeier, 247 Seiten, viele Abb. und Tab. 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0670-4

Enabling sustainable value creation by engineering capacity building

Sadiq Ahmad Muhammad Abd Elall, 161 Seiten, viele Abb. und Tab. 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0687-2

Verwendung von Traceability-Modellen zur Unterstützung der Entwicklung technischer Systeme.

Grischa Beier, 378 Seiten, viele Abb. und Tab. 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0681-0

Effiziente Erfassung und Pflege von Traceability-Modellen zur Entwicklung technischer Systeme

Asmus Figge, 311 Seiten, viele Abb. und Tab. 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0705-3

Steigerung der Wirtschaftlichkeit beim Mikrofräsen durch Schneidkantenpräparation mittels Tauchgleitlappen.

Armin Löwenstein, 222 Seiten, viele Abb. und Tab. 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0652-0

Konzeption und Realisierung einer Methode zur templategestützten Systementwicklung

Simon Frederick Königs, 258 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0652-0

Werker-Assistenz und -Qualifizierung für manuelle (De-)Montage durch bild- und schrift-gestützte Visualisierung am Arbeitsplatz

Aleksandra Barbara Postawa, 206 Seiten, viele Abb. und Tab., 2014. Kartoniert. ISBN 978-3-8396-0733-6

Spiegelteleskope sind ein Standard für dispersionsfreie multi- und hyperspektrale Infrarot-Abbildungssysteme. Die Ausführung als Metalloptiken, ist durch die Wirtschaftlichkeit und Flexibilität der Ultrapräzisionsbearbeitung gegeben. Die wachsende Komplexität moderner optischer Designs auf Basis von Freiformflächen oder außeraxialer asphärischer Spiegel führt zu neuen Anforderungen an die Produktion – von der Optikfertigung der Spiegel bis zur effizienten Systemmontage.

Die Arbeit liefert einen wichtigen Beitrag zur Erhöhung der Prozesseffizienz in der Produktion komplexer optischer Systeme. Grundlage ist die Vermeidung von Justierarbeiten bei der Integration durch eine konsequente Lagezuordnung der Spiegelflächen zu Bezügen in der gesamten Prozesskette der Optikproduktion, im Entwurfs-, Fertigungs- und Montageprozess. Insbesondere Lösungen zur Herstellung von Bezugsflächen durch die Ultrapräzisionsbearbeitung, als auch zur Ausrichtung der optischen Elemente bei der profilometrischen und interferometrischen Messung werden detailliert vorgestellt. Auf Basis der erzielten Erkenntnisse werden technologische Empfehlungen für die justagefreie Systemmontage komplexer Spiegelteleskope abgeleitet.

ISBN 978-3-8396-0774-9



9 783839 607749

FRAUNHOFER VERLAG