

Dirk Dobermann

**Stabilisierung der Bildlage abbildender optischer
Systeme**

Berichte aus dem
INSTITUT FÜR MASCHINEN- UND
GERÄTEKONSTRUKTION (IMGK)

Herausgegeben von

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ulf Kletzin (Maschinenelemente),

Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska (Feinwerktechnik) und

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Christian Weber (Konstruktionstechnik)

aus dem Institut für Maschinen- und Gerätekonstruktion (IMGK)
an der TU Ilmenau.

Band 21

Diese Reihe setzt die „Berichte aus dem Institut für
Maschinenelemente und Konstruktion“ fort.

Stabilisierung der Bildlage abbildender optischer Systeme

Dirk Dobermann



Universitätsverlag Ilmenau
2013

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Diese Arbeit hat der Fakultät für Maschinenbau der Technischen Universität Ilmenau als Dissertation vorgelegen.

Tag der Einreichung: 2. Mai 2012
1. Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska
(Technische Universität Ilmenau)
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Jens Bliedtner
(Ernst-Abbe-Fachhochschule Jena)
3. Gutachter: Dr. rer. nat. Kurt Becker
(Gießen)
Tag der Verteidigung: 30. November 2012

Technische Universität Ilmenau/Universitätsbibliothek

Universitätsverlag Ilmenau

Postfach 10 05 65
98684 Ilmenau
www.tu-ilmenau.de/universitaetsverlag

Herstellung und Auslieferung

Verlagshaus Monsenstein und Vannerdat OHG
Am Hawerkamp 31
48155 Münster
www.mv-verlag.de

ISSN 2191-8082 (Druckausgabe)
ISBN 978-3-86360-056-3 (Druckausgabe)
URN urn:nbn:de:gbv:ilm1-2012000409

„Und was nutzen Bücher“, dachte Alice, „ohne Bilder und Gespräche?“

Lewis Carroll - Alice im Wunderland

Geleitwort der Herausgeber

Die Konstruktion von Maschinen und Geräten sowie die zugehörigen Methoden und Werkzeuge sind seit den frühen 1950er Jahren ein profilbildender Schwerpunkt an der Technischen Universität Ilmenau und ihren Vorgängerinstitutionen. Es war daher ein nahe liegender Schritt, dass die drei konstruktiv orientierten Fachgebiete der Fakultät für Maschinenbau – Maschinenelemente, Feinwerktechnik/Precision Engineering, Konstruktionstechnik – im Mai 2008 das Institut für Maschinen- und Gerätekonstruktion (IMGK) neu gegründet haben. Das IMGK steht in der Tradition einer Kette ähnlicher Vorgängerinstitute, deren wechselnde Zusammensetzung hauptsächlich durch sich über der Zeit ändernde Universitätsstrukturen bedingt war.

Zweck des Institutes ist es, die Kompetenzen und Ressourcen der beteiligten Fachgebiete zu bündeln, um Forschung und Lehre zu verbessern und erzielte wissenschaftliche Ergebnisse gemeinsam in die Fachöffentlichkeit zu tragen.

Ein wesentliches Instrument hierzu ist die Schriftenreihe des Instituts für Maschinen- und Gerätekonstruktion. Sie führt eine erfolgreiche Schriftenreihe des im Jahr 1991 gegründeten unmittelbaren Vorgängerinstitutes IMK (Institut für Maschinenelemente und Konstruktion) fort.

In der Schriftenreihe erscheinen in erster Linie die am Institut entstandenen Dissertationen, daneben werden aber auch andere Forschungsberichte, die in den thematischen Rahmen passen und von allgemeinem Interesse sind, in die Schriftenreihe aufgenommen.

Der vorliegende Band 21 ist als Dissertation am Fachgebiet Feinwerktechnik entstanden.

Die Herausgeber wünschen sich reges Interesse an der Schriftenreihe und würden sich freuen, wenn sie zum fruchtbaren Dialog in Wissenschaft und Praxis beitragen würde.

Ilmenau, im Januar 2013

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ulf Kletz (Maschinenelemente)

Univ.-Prof. Dr.-Ing. René Theska (Feinwerktechnik)

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Christian Weber (Konstruktionstechnik)

Vorwort des Verfassers

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter und Projektleiter am Technologiezentrum der Carl Zeiss Jena GmbH zwischen 2008 und 2012. Gegenstand der Arbeit ist ein die Bildlage stabilisierendes Doppelfernrohr, welches nach dem Prinzip der Trägheitsstabilisierung arbeitet. Die Entwicklung dieses Doppelfernrohres wurde unter dem Projektnamen „Pazifik“ von der Carl Zeiss Sports Optics Wetzlar GmbH in Auftrag gegeben und gefördert.

Der erfolgreiche Abschluss meiner Arbeit war nur unter der Mitwirkung verschiedener Fachkräfte möglich. Mein besonderer Dank gilt denen, die maßgebend an der Ideenfindung für die Stabilisationseinheit des Doppelfernrohres beteiligt waren.

Hervorheben möchte ich an dieser Stelle Herrn Prof. Dr.-Ing. Rene Theska und Herrn Dipl.-Ing. Rainer Robotta. Insbesondere ihnen habe ich Anregungen für die zahlreichen Detaillösungen zu verdanken.

Weiterhin möchte ich Herrn Dr. rer. nat. Axel Krause und Herrn Dr. rer. nat. Andreas Pistelok danken, die mich bei der Aufbereitung der Messdaten unterstützt haben.

Ebenso möchte ich mich bei Herrn Dipl.-Ing. (FH) Kai Pömpner bedanken, der mich bei der Erstellung der Simulationen beraten und unterstützt hat.

Herzlicher Dank gilt auch denen, die den Rahmen für diese Entwicklung in Wetzlar absteckten. Hier sind an besonderer Stelle Herr Dr. rer. nat. Kurt Becker, Herr Dr.-Ing. Volker Tautz und Herr Dipl.-Ing. (FH) Philipp Syre zu nennen, die mich aus ihrem reichen Erfahrungsschatz mit Hintergrundwissen zu Doppelfernrohren versorgt haben.

Weiterhin möchte ich meinem betrieblichen Leiter, Herrn Dr.-Ing. Eckhard Roth, der mir sowohl mit seinem fachlichen Rat, als auch mit seinem Engagement zur Seite stand, danken.

Zudem möchte ich Herrn Dipl.-Ing. Rainer Robotta und Frau Elke Melang für die kritische Durchsicht meiner Arbeit danken.

Mein besonderer Dank gilt meiner Familie, die mich während der Entstehung der Dissertation und darüber hinaus unterstützt hat.

Magdala, im Mai 2012

Dirk Dobermann

Inhaltsverzeichnis

InhaltsverzeichnisXI

AbkürzungsverzeichnisXIII

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen und SymboleXV

Kurzfassung.....XXI

AbstractXXII

1 Einleitung.....1

 1.1 Ziele und Abgrenzung der Arbeit.....3

 1.2 Aufbau der Arbeit5

2 Grundlagen zu Fernrohren mit Bildstabilisierung7

 2.1 Grundtypen von Fernrohren.....7

 2.1.1 Astronomisches Fernrohr (Kepler-Fernrohr).....7

 2.1.2 Holländisches Fernrohr (Galilei-Fernrohr).....8

 2.1.3 Terrestrische Fernrohre (Erdfernrohre)10

 2.2 Qualitätsmerkmale12

 2.2.1 Qualitätsmerkmale der Fernrohroptik13

 2.2.2 Qualitätsmerkmale einer Bildstabilisierung im Fernrohr16

 2.3 Fernrohre mit Bildstabilisierung19

 2.3.1 Passive Bildstabilisierung.....20

 2.3.2 Aktive Bildstabilisierung22

 2.4 Kritische Einschätzung bildstabilisierender Fernrohre25

3 Kriterien29

 3.1 Physiologie der Bewegungsunruhe29

 3.1.1 Beschreibung der Experimentierbedingungen.....30

 3.1.2 Auswertung der Versuchsreihe32

 3.1.3 Ergebnisse der Versuchsreihe34

 3.2 Auswahl und Anordnung bildstabilisierender Optik.....39

 3.2.1 Der passive Drehpunkt40

 3.2.2 Abweichung vom passiven Drehpunkt41

 3.3 Erstellung eines analytischen Modells.....44

 3.3.1 Dämpfung51

 3.3.2 Drehfeder.....53

 3.3.3 Massenträgheit.....54

 3.3.4 Optimierung der Einflussparametergrößen56

4	Beschreibung des Lösungsweges	58
4.1	Lösungsansatz für passive Bildstabilisierung	58
4.2	Lösungsansatz für aktive Bildstabilisierung	66
5	Passive Bildstabilisierung	69
5.1	Dämpfung	71
5.1.1	Analytische Beschreibung	72
5.1.2	Einflussnahme	75
5.2	Drehfeder	78
5.2.1	Analytische Beschreibung	79
5.2.2	Einflussnahme	88
5.3	Massenträgheit	90
5.4	Duostabilisator	91
5.4.1	Kenngößen des Duostabilisators	91
5.4.2	Passiv stabilisiertes Doppelfernrohr mit Knickbrücke	92
6	Aktive Bildstabilisierung	96
6.1	Anordnung zur aktiven Bildstabilisierung	96
6.2	Anordnung zur hybriden Bildstabilisierung	98
7	Doppelfernrohr mit passivem Duostabilisator	102
7.1	Abstimmen der Stabilisatorbaugruppe	102
7.1.1	Experimentieranordnung	102
7.1.2	Auswertung der Experimente	104
7.1.3	Ergebnis	108
7.1.4	Fehlerabschätzung	111
7.2	Einstellung des binokularen Gerätefehlers	112
7.2.1	Experimentieranordnung	113
7.2.2	Ablauf der Justage	114
7.3	Synchronität der Sehkanäle	116
8	Zusammenfassung und Ausblick	118
	Quellenverzeichnis	XXIII
	Abbildungsverzeichnis	XXVIII
	Tabellenverzeichnis	XXX
	Sachwortverzeichnis	XXXI
	Anhang	XXXIV

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
lateinische Zeichen	
A	Aktor
Abb.	Abbildung
AL	Austrittsluke
AP	Austrittspupille
BS	Bildstabilisierung
CCD	Charge Coupled Device
DF	Doppelfernrohr
DGL	Differentialgleichung
DLR	Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt
D_p	Drehpunktlage des Bildumkehrprisma
EL	Eintrittsluke
EP	Eintrittspupille
FB	Feldblende
FEM	Finite Elemente Methode
FFT	Fast Fourier Transformation
FG	Freiheitsgrad
FMS	Feder-Masse-System
GFB	Gesichtsfeldblende
L	Linker Sehkanal
N_2	Stickstoff
O	Obligo
ÖB	Öffnungsblende
P1	Probandengruppe 1
P2	Probandengruppe 2
P3	Probandengruppe 3
R	Rechter Sehkanal
S	Sensor
SP	Schwerpunkt
Tab.	Tabelle
T1	TestszENARIO 1 (sitzend abgestützt)
T2	TestszENARIO 2 (stehend freihändig)
UML	Uniform Material Law
V	Vakanz
VAP	Vari-Angle-Prism
VLT	Very Large Telescope
WSD	Wirbelstromdämpfung
ZBE	Zwischenbildebene
k. A.	keine Angabe

mag.	magnetisch
x_e	Einstellparameter
x_{Ist}	Position
x_{Soll}	Sollwert
$x_{Stör}$	Störgröße

griechische Zeichen

λ	Variable
ρ_g	Gangpolbahn
ρ_r	Rastpolbahn

Verzeichnis verwendeter Formelzeichen und Symbole

Zeichen/ Symbol	Einheit	Beschreibung
lateinische Zeichen		
A	mm ²	Querschnittsfläche Federgelenk
A_L	mm ²	Leiterfläche
A_m	mm ²	Magnetfläche
B_l	T	magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt
B_r	T	Remanenz
$(BH)_{max}$	J/m ³	Energieprodukt
C	-	Konstante (aufgelegt, freihand)
D	-	Dämpfungsgrad
D'	1/m	Brechwert
D_{AL}	mm	Durchmesser der Austrittsluke
D_{AP}	mm	Durchmesser der Austrittspupille
D_{EL}	mm	Durchmesser der Eintrittsluke
D_{EP}	mm	Durchmesser der Eintrittspupille
D_δ	Kg · m ² /s · rad	Dämpfungskonstante
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
F	N	Kraft
H_c	A/m	Koerzitivfeldstärke
I	A	Induktionsstrom
I_y	mm ⁴	äquatoriales Flächenträgheitsmoment
J_S	N · m ²	Massenträgheitsmoment Stabilisator (X/Y)
K	-	Konstante (Dämmerung, Nacht)
K'	N/mm ²	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K_D	-	Korrekturkoeffizient Dämpfung
$K_{D\psi}$	-	Korrekturkoeffizient (Quotient K_D/K_ψ)
K_J	-	Korrekturkoeffizient Massenträgheit
$K_{J\psi}$	-	Korrekturkoeffizient (Quotient K_J/K_ψ)
K_ϕ	-	Korrekturfaktor Streu- und Übergangsverluste
K_ψ	-	Korrekturkoeffizient Drehfeder
L	cd/m ²	Leuchtdichte
M	Nm	Moment
M_b	Nm	Biegemoment
M_D	Nm	Dämpfungsmoment Wirbelstromdämpfung
M_C	Nm	Direktionsmoment Drehfeder
M_S	Nm	Stabilisatormoment
N	-	Windungszahl
N_A	-	Anrisschwingenspielzahl
N_D	-	Eckschwingenspielzahl
N_K	-	Kerbanzahl
P_e	W	elektrische Leistung
P_m	W	mechanische Leistung

Q	-	Güte
R	Ω	ohmscher Widerstand
R_m	N/mm^2	Zugfestigkeit
$R_{P-ideal}$	mm	Radius ideale Bewegungsbahn
R_{P-Keis}	mm	Radius kreisförmige Bewegungsbahn
$R_{p0,2}$	N/mm^2	Proportionalitätsgrenze
S_a	-	Störfunktion
U_i	V	induzierte Spannung
V	-	Vergrößerungsfunktion
V_L	mm^3	Leitervolumen
V_m	mm^3	Magnetvolumen
W	mm^3	Widerstandsmoment
W_b	mm^3	Widerstandsmoment gegen Biegung
X	mm	X-Achse/-Koordinate (FG Translation)
X_s	mm	X-Koordinate Sensor
X_z	mm	X-Koordinate Zielscheibe
Y	mm	Y-Achse/-Koordinate (FG Translation)
Y_{DP}	nm	Y-Koordinate der Drehpunktverlagerung
Y_s	mm	Y-Koordinate Sensor
Y_p	mm	Y-Koordinate Bildumkehrprisma
Y_z	mm	Y-Koordinate Zielscheibe
Z	mm	Z-Achse/-Koordinate (FG Translation)
Z_B	m	Z-Abstand Zielscheibe und Beobachter
Z_D	-	Dämmerungszahl
Z_{DP}	nm	Z-Koordinate der Drehpunktverlagerung
Z_K	m	Z-Abstand Zielscheibe und Kamera
Z_p	mm	Z-Koordinate Bildumkehrprisma
Z_{pD}	mm	Abstand zum passiven Drehpunkt
b	mm	Federdicke Biegefedergelenk
b_f	mm	Schwingfestigkeitsexponent
c_f	mm	Duktilitätsexponent
c_ψ	Nm/rad	Drehfederkonstante
d_L	mm	Leiterdicke
d_s	mm	Durchmesser auf Sensorfläche
e'	mm	Summe der Brennweiten
$e_x e'_x$	-	Einheitsvektor X-Koordinate
$e_y e'_y$	-	Einheitsvektor Y-Koordinate
$e_z e'_z$	-	Einheitsvektor Z-Koordinate
f	Hz	Frequenz
f_r	Hz	Resonanzfrequenz
f_0	Hz	Eigenfrequenz
f'	mm	Brennweite
f'_{Ob}	mm	Objektivbrennweite
f'_{Ok}	mm	Okularbrennweite
g	m/s^2	Erdbeschleunigung ($g = 9,81 \text{ m/s}^2$)

h	mm	Federhöhe Biegefedergelenk
l	mm	Federlänge Biegefedergelenk
l_b	mm	optische Baulänge
l_l	mm	Arbeitsluftspalt
l_m	mm	Magnetdicke
l_w	mm	Wirkhebellänge
m	kg	Masse
m_s	kg	Stabilisatormasse
m_{UL}	-	Konstante der Umfeldleuchtdichte
m_1	kg	Masse des Balancegewichtes (WSD)
m_2	kg	Masse des Bildumkehrprismas
n'	-	zyklischer Verfestigungsexponent
n_G	-	Brechzahl Glas
n_F	-	Brechzahl Immersionsflüssigkeit
r_{L-a}	mm	äußerer Leiterradius
r_{L-i}	mm	innerer Leiterradius
r_{m-a}	mm	äußerer Magnetradius
r_{m-i}	mm	innerer Magnetradius
s	-	Anzahl der Spiegelungen (Prisma)
t	s	Zeit
t'	mm	optisches Intervall
v	1/s	Tangentialgeschwindigkeit
v_F	-	Sicherheitsfaktor ($v_F = 1,2$)
y	mm	Objektgröße
y'	mm	Zwischenbildgröße (1)
y''	mm	Zwischenbildgröße (2)
y'_{Ob}	mm	Bildgröße des Objektivbildes

griechische Zeichen

Λ	-	Fernrohrleistung
Λ_D	-	Fernrohrleistung (Dämmerungssehen)
Λ_N	-	Fernrohrleistung (Dunkelsehen) skoptisch
Λ_T	-	Fernrohrleistung (Tagesehen) mesoptisch
Γ'	-	Vergrößerung
Γ'_∞	-	Vergrößerung für Fokussierung unendlich
$\Delta\chi$	rad	Restwinkelfehler um Y-Achse
$\Delta\psi$	rad	Restwinkelfehler um X-Achse
ϕ	Wb	magnetischer Fluss
α_0	-	Anstrengungsverhältnis
β	Grad	Knickbrückenwinkel
β'	-	Abbildungsmaßstab
β'_U	-	Abbildungsmaßstab Bildumkehrsystem
δ	1/s	Abklingkoeffizient
ε	-	Dehnung

ε_e	-	elastische Dehnung
ε_p	-	plastische Dehnung
ε'_f	-	Duktilitätskoeffizient
η	-	Kreisfrequenzverhältnis
η_s	%	Stabilisierungsgrad
ϑ_1	-	Normierungsfaktor
ϑ_2	-	Kompensationswinkelfaktor
κ_{20}	S	spezifische elektrische Leitfähigkeit bei 20 °C
λ	nm	Wellenlänge des Lichtes
μ_0	V · s/A · m	magnetische Feldkonstante ($\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$ V · s/A · m)
φ	π	Phasenwinkel
ϕ	rad	Drehwinkel um Z-Achse (FG Rotation)
$\dot{\phi}$	rad/s	Drehwinkelgeschwindigkeit um Z-Achse
$\ddot{\phi}$	rad/s ²	Drehwinkelbeschleunigung um Z-Achse
χ	rad	Drehwinkel um Y-Achse (FG Rotation)
$\dot{\chi}$	rad/s	Drehwinkelgeschwindigkeit um Y-Achse
$\ddot{\chi}$	rad/s ²	Drehwinkelbeschleunigung um Y-Achse
χ_a, χ_u	rad	Drehwinkel um Y-Achse (Anregung)
χ_s	rad	Drehwinkel um Y-Achse (Stabilisator)
χ_{s-a}	rad	aktiver Drehwinkel um Y-Achse (Stabilisator)
χ_{s-p}	rad	passiver Drehwinkel um Y-Achse (Stabilisator)
ψ	rad	Drehwinkel um X-Achse (FG Rotation)
$\dot{\psi}$	rad/s	Drehwinkelgeschwindigkeit um X-Achse
$\ddot{\psi}$	rad/s ²	Drehwinkelbeschleunigung um X-Achse
ψ_a, ψ_u	rad	Drehwinkel um X-Achse (Anregung)
ψ_s	rad	Drehwinkel um X-Achse (Stabilisator)
ψ_{s-a}	rad	aktiver Drehwinkel um X-Achse (Stabilisator)
ψ_{s-p}	rad	passiver Drehwinkel um X-Achse (Stabilisator)
ξ	-	Korrekturfaktor (Uniform Material Law)
π	-	Kreiszahl ($\pi = 3,141592654\dots$)
ρ_{20}	Ω	spezifischer elektrischer Widerstand bei 20 °C
σ	N/mm ²	Spannung
σ_b	N/mm ²	Biegespannung
σ_{b-zul}	N/mm ²	zulässige Biegespannung
σ_{bF}	N/mm ²	Biegefließgrenze
σ_{bW-zul}	N/mm ²	zulässige Biegewechselspannung
σ'_f	N/mm ²	Schwingfestigkeitskoeffizient
σ_V	N/mm ²	Vergleichsspannung
σ_{Z-zul}	N/mm ²	zulässige Zugspannung
τ	-	Transmissionsgrad
τ_t	N/mm ²	Torsionsspannung
τ_{t-zul}	N/mm ²	zulässige Torsionsspannung
ω_a	1/s	Anregungskreisfrequenz
ω_d	1/s	Kreisfrequenz der gedämpften Schwingung

ω_s	Grad	objektseitiger Sehwinkel
ω'_s	Grad	bildseitiger Sehwinkel
ω_0	1/s	Eigenkreisfrequenz

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit werden Möglichkeiten für die Stabilisierung der Bildlage handgeführter terrestrischer Doppelfernrohre erläutert. Bevor die Erstellung eines Lösungskonzeptes erfolgt, werden wesentliche Kriterien bestimmt, die für die Auslegung der Bildstabilisierung von Bedeutung sind. Hierfür wird das Frequenzspektrum der Bewegungsunruhe bei Freihandbeobachtung für eine Probandengruppe analysiert, die sich aus Personen unterschiedlichen Alters und Geschlechts zusammensetzt. In einem weiteren Schritt wird eine Auswahl der zur Kompensation der Bewegungsunruhe (Störgröße) verwendeten Optik sowie deren Bewegungsfreiheitsgrade, bezogen auf die Ziellinie, getroffen. Dabei wird das Ziel verfolgt, die durch die Bildstabilisierung verursachten Abbildungsfehler gering zu halten. Auf Basis der erarbeiteten Kriterien werden potentielle Lösungswege für eine passive und aktive Bildstabilisierung sowie die Kombination aus beiden, die als hybride Stabilisierung bezeichnet werden kann, untersucht. Alle Lösungen besitzen eine Knickbrücke, welche die Gehäusenhälften zur Anpassung an den Augenabstand des Beobachters drehbar miteinander verbindet. Diese Bauform ist für Doppelfernrohre üblich, jedoch für Doppelfernrohre mit Bildstabilisierung bisher nicht umgesetzt. Für die Realisierung der Stabilisierungsfunktion werden bestehende Lösungen geprüft, erweitert und mit neuen Ansätzen kombiniert. Das Vorgehen wird stellvertretend am Beispiel der optischen Komponenten des Doppelfernrohres Zeiss Conquest 15x45 BT* erläutert. Diesem liegen die angestellten Berechnungen und Simulationen sowie die konstruktiven Gestaltungsvorschläge zugrunde.

Das Hauptaugenmerk der Betrachtungen liegt auf der passiven Bildstabilisierung, die eine Trägheitsstabilisierung darstellt. Hierfür wird ein analytisches Modell erstellt, welches das Schwingungsverhalten durch einen fremderregten gedämpften Einmassenschwinger beschreibt. Die Anregung erfolgt dabei über eine Fußpunktbewegung, die gleichzeitig über Drehfeder und Dämpfer eingeleitet wird. Eine Bedämpfung des mechanischen Schwingers erfolgt durch eine Wirbelstromdämpfung, die eine Form der viskosen Dämpfung darstellt. Die theoretischen Annahmen werden anhand von Experimenten überprüft, in deren Ergebnis die Richtigkeit der Hypothesen nachgewiesen werden konnte. Eine genaue Vorhersage des Schwingungsverhaltens ist durch Einführen von Korrektorkoeffizienten möglich. Das gefundene „reale Schwingermodell“ vereinfacht und verkürzt die Entwicklung zukünftiger Systeme zur Stabilisierung der Bildlage. Des Weiteren wird auf eine Anpassung der Stabilisierungseinrichtung eingegangen, die es ermöglicht, das Verhalten an die Beobachtungssituation anzupassen. Somit ist es denkbar, die Bildstabilisierung bei einer Nachführbewegung zur Objektverfolgung zu unterdrücken. Umfassende Überlegungen werden zur prinzipiellen Anordnung der Stabilisatorbaugruppe und zu deren fehlerarmer Montage und Justage angestellt. Für die Umsetzung in einem Funktionsdemonstrator wird die Ausführungsform des Duostabilisators gewählt, bei dem zwei voneinander unabhängige identische Stabilisatorbaugruppen in einem Fernrohrgehäuse verbaut sind. Dabei kann ein synchrones Schwingungsverhalten beider Stabilisatorbaugruppen nachgewiesen werden, wodurch sich ein geringer dynamischer binokularer Gerätefehler einstellt.

Die bestehenden Erfahrungen im Fernrohrbau werden mit den neu gewonnenen Erkenntnissen dieser Arbeit kombiniert und fließen in die Entwicklung eines Konzeptes für ein die Bildlage stabilisierendes Doppelfernrohr mit klassischer Knickbrücke ein. Das Grundkonzept lässt sich sowohl auf eine passive wie auch eine aktive Bildstabilisierung übertragen und ermöglicht eine wirtschaftliche und zielgerichtete Entwicklung zukünftiger Produkte mit vorher-sagbaren Resultaten. Aus dem vorgestellten Konzept gehen Richtlinien für die Konstruktion hervor, die auf ähnlich gelagerte Anwendungen, wie beispielsweise die Schwingungsdämpf-

fung taktiler Messköpfe, übertragen werden können. Infolgedessen ist der Wissenszuwachs in weiteren technischen Gebieten nutzbar.

Abstract

This paper talks about possibilities for image stabilization in handheld terrestrial binoculars. Before working out a concept of possible solutions, it is important that the essential criteria for the assessment of image stabilization be identified. For this purpose the frequency spectrum of motion during free-hand observations have to be analyzed. The test sample are people of different gender and age. The next step includes the choice of lenses and prisms used for the compensation of motion errors and their motion degrees of freedom in relation to the target axis. The aim is to keep aberrations caused by image stabilization at a low level. These criteria are the basis for the investigation of potential solution methods for passive and active image stabilization, as well as a combination of both which is also called hybrid stabilization. All the telescopes have an articulated joint so that both parts of the body can be rotated and adjusted to the observer's interocular distance. This design is typical for common binoculars, but has not yet been used for image stabilizing binoculars. To do this, existing results are checked, expanded and combined with new approaches. All the following calculations and simulations, as well as ideas for the mechanical design are explained on the basis of the optical components of the binocular Zeiss Conquest 15x45 BT*.

The centre of consideration is directed at the passive image stabilization, which appropriate is a stabilization of inertia. An analytical model, generated for this purpose, describes the vibration behaviour of a separately excited damped oscillator. Its stimulation is simultaneously given by means of a torsion spring and an absorber. The damping of the mechanical oscillator is done by eddy current damping, which is a kind of viscous damping. The theoretical assumptions are checked by tests that have proven the correctness of the hypotheses. A precise prediction concerning the behaviour of oscillation is possible when using coefficients for error correction. The obtained "real oscillation model" simplifies and shortens the development process of future systems for image stabilization. An adaption of the image stabilization device is also considered, which makes it possible to match the behaviour to the situation of observation. Thus the image stabilization can be switched off if objects in motion are being followed. Comprehensive consideration concerning principle arrangements of the stabilizer assemblies and their installation and adjustment without bigger errors are also made. For the implementation in a test device the duo oscillator is used, in which two independent identical stabilization assemblies are placed in a telescope housing. When doing this, a synchronous behaviour of oscillation of both stabilization assemblies can be verified resulting in a slight dynamic binocular instrumental error.

The existing knowledge of the construction of telescopes is combined with the new findings of this paper and will be incorporated in the development of binoculars with image stabilization in conventional design. The basic principle can be used for both passive and active image stabilization and allows an economical and purposeful development of future products with predictable results. The presented findings lead to guide lines for the mechanical design which can be used in similar fields e.g. the oscillation damping of tactile measuring heads. Consequently the increase in knowledge can be used in further technical fields.

1 Einleitung

Das Fernrohr gehört neben der photographischen Kamera zu den beliebtesten und am weitesten verbreiteten optischen Instrumenten. In der Form eines Spektives oder Doppelfernrohres ist es in unterschiedlichsten Ausführungen anzutreffen und wird im Theater, auf Reisen, zur Tierbeobachtung und im Sport gern benutzt. Von größter Bedeutung ist das Fernrohr für die Astronomie, und zwar deshalb, weil die Grenzen der durch Beobachtung begründeten Erkenntnisse über kosmische Erscheinungen weitgehend von der Leistungsfähigkeit der verwendeten Instrumente bestimmt werden. Die Aufgabe eines Fernrohres besteht darin, ein weit entferntes Objekt so abzubilden, dass das Endbild für den Empfänger unter einem größeren Winkel erscheint als das Objekt. Durch die Verwendung von mechatronischen Einheiten und optischen Verfahren wie der Kopplung mehrerer Großteleskope¹ konnte das Auflösungsvermögen von sich auf der Erdoberfläche befindlichen Spiegelteleskopen entscheidend gesteigert werden. Dies ist zum großen Teil auf den Einsatz aktiver und adaptiver Teleskopspiegel zurückzuführen. Ein solcher Spiegel befindet sich beispielsweise im 3,6 m-Spiegelteleskop in La Silla, Chile. [Eur12] Dieser gleicht die sich ändernde Durchbiegung des Spiegels für verschiedene Schwenkpositionen des Teleskopes aus, so dass Abbildungsfehler abhängig von der Ausrichtung des Teleskopes aktiv kompensiert werden können. Darüber hinaus kann der Einfluss von atmosphärischen Störungen auf Abbildungsschärfe und Bildstand adaptiv korrigiert werden. [Haf03] Eine weitere Möglichkeit atmosphärische Einflüsse unwirksam zu machen, ist das Teleskop extraterrestrisch in die Umlaufbahn der Erde zu bringen (Hubble) oder es an einem Ballon zu betreiben. Für die letztgenannte Möglichkeit ist jedoch eine Stabilisierung der Bildlage erforderlich, da während der mehrstündigen Beobachtung der Ballon Bewegungen erfährt, die die Aufnahmen zunichte machen. Es wird zum Ausgleich eine Linse verwendet, die sich lateral in zwei Richtungen bewegen lässt. [Kie11]

Mit geringeren Anforderungen an die Abbildungsqualität werden Fernrohre für Beobachtungen auf der Erdoberfläche eingesetzt, die im Mittelpunkt dieser Arbeit stehen. Diese terrestrischen Fernrohre werden überall dort eingesetzt, wo die Sehleistung des Auges nicht mehr ausreicht. Außer zur Beobachtung kann es in geeigneter Weise als Messinstrument dienen. Mit Libelle und Teilkreis versehen wird es in der Geodäsie zur Höhen- und Winkelmessung sowie zur optischen Entfernungsmessung verwendet. Die Leistungsfähigkeit wird dabei von der Vergrößerung des Fernrohres, der technischen Umsetzung und dem Transmissionsvermögen der Optik bestimmt. Ebenso von Bedeutung für das Abbildungsergebnis sind Eigenschaften und Einflüsse von Objekt und visuellem Beobachter. Für das Objekt haben Kontrast und Umgebungslicht wesentlichen Einfluss. Beim Beobachter ist das erreichbare Ergebnis individuell abhängig von den Eigenschaften des Beobachterauges (Fehlsichtigkeit) und der Bewegungsunruhe, die durch bewegten Untergrund, beispielsweise bei der Verwendung auf einem Schiff oder Tremor², auf das Gerät übertragen werden. Der letztgenannte Zusammenhang ist in Abb. 1.1 dargestellt und zeigt die besonders ausgeprägten Auswirkungen der Freihandbeobachtung gegenüber der Verwendung eines Stativs. Hierbei treten große Unterschiede ab einer Vergrößerung von $\Gamma' > 8$ auf. Dieses Problem ist im feinoptischen Gerätebau bereits seit Anfang des 20. Jahrhunderts bekannt wie die Patentanmeldung aus dem Jahr 1917 bestätigt. [Tho17] Im Jahr 1944 erfolgten Messungen an der Sternwarte Jena, aus denen die Kurven in Abb. 1.1 und Tab. 2.2 abgeleitet sind. Erst 1990 rückt die Thematik, die

¹ Das Very Large Telescope (VLT) ermöglicht die Zusammenschaltung von bis zu vier Einzelteleskopspiegeln

² Unwillkürliches Muskelzittern

Bildlage von Doppelfernrohren bei Freihandbeobachtung zu stabilisieren, wieder in das Blickfeld des Interesses. Die Firma Carl Zeiss Sports Optics GmbH entwickelte ein passives System (Zeiss 20x60 T* S), bei welchem die Massenträgheit für die Stabilisierung der Sehachsen verwendet wird. Dies führte zu einer wesentlichen Steigerung der Fernrohrleistung, die an die Leistung bei Verwendung eines Stativs heranreicht.

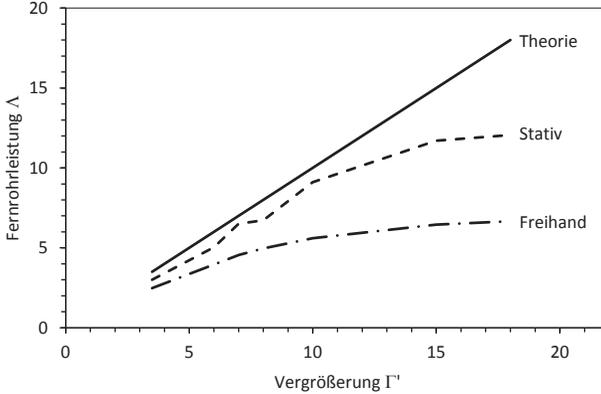


Abb. 1.1: Fernrohrleistung (photopisches Sehen) [Kra90]

In den letzten Jahren halten zunehmend mechatronische Lösungen zur Sehachsenstabilisierung von Fernrohren Einzug. Dabei handelt es sich um sehr unterschiedliche Systeme. Meist wird eine Anordnung verwendet, die in ihrem Grundaufbau einem trägheitsstabilisierten Fernrohr ähnelt, bei dem die Sehachslage stabilisierende Optik durch eine Aktorik geregelt betrieben wird. Diese Entwicklung wird durch Fortschritte bei der Bildstabilisierung in der Fotoindustrie beschleunigt, die sich aufgrund kleinerer und leistungsfähiger mechatronischer Einheiten und verbesserter Rechentechnik vollzogen haben.

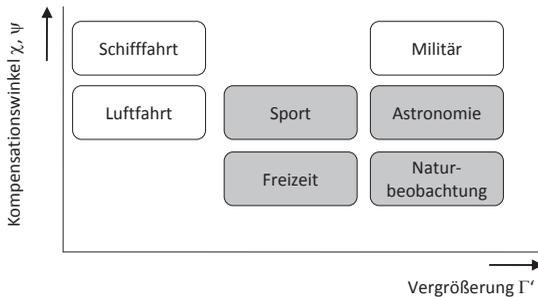


Abb. 1.2: Anwendungsgebiete

Die Herausforderung dieser Arbeit besteht darin, bestehende Prinzipien funktionell zu erweitern oder miteinander zu kombinieren, so dass die Leistungsfähigkeit eines freihändig verwendeten Doppelfernrohres an die bei Verwendung eines Stativs heranreicht. Dabei sollen die spezifischen Anforderungen für spätere Benutzergruppen Berücksichtigung finden. Ein

Überblick zu den verschiedenen Anforderungen und Benutzergruppen wird in Abb. 1.2 gegeben. Die Hauptanwendungsgebiete für das zu entwickelnde Produkt, die im Fokus des Interesses stehen, sind dunkel eingefärbt.

1.1 Ziele und Abgrenzung der Arbeit

Den Ausgangspunkt für diese Arbeit bilden die Anforderungen an ein modernes tragbares Doppelfernrohr im Knickbrückendesign mit relativ hoher Vergrößerung ($\Gamma' = 15$). Dabei werden die am Gehäuse durch den Benutzer eingebrachten Bewegungsunruhen weitestgehend kompensiert. Die angestellten Betrachtungen beziehen sich auf die Verwendung auf unbewegten Plattformen. Der Fokus liegt auf der Auswahl und Auslegung einer passiven Bildstabilisierung, um deren Effizienz zielgerichtet zu steigern. Der Vorteil einer solchen Lösung ist, dass sie mit relativ wenigen Bauelementen auskommt, wobei alle Funktionen in der Mechanik abgebildet werden. Die Grundfunktion wird bei der Herstellung einmalig aufgeprägt und bleibt für den Lebenszyklus des Fernrohres erhalten. Darüber hinaus werden Möglichkeiten aufgezeigt, aktive Komponenten mit der Trägheitsstabilisierung zu kombinieren und somit die Bildstabilisierung zu einem Hybridsystem auszubauen. Diese hybride Variante nimmt eine Zwitterstellung ein, welche die Wirksamkeit deutlich erhöhen kann. Um dabei die Maxime einer autarken Energieversorgung weiterhin zu erfüllen, können Bauelemente Verwendung finden, die kinetische Energie beim Transport des Fernrohres in eine elektrische Energieform wandeln und speichern. Die Energie wird bei Bedarf vom mechatronischen System abgerufen, welches aus Sensorik, Regelung und Aktorik besteht. Dabei ist die Regelung in der Lage, situations- und umweltbedingt auf veränderte Einflüsse zu reagieren. Ein weiterer Kernpunkt ist die Verbesserung der Ergonomie. Hierzu werden verschiedene Gerätekonzepte verglichen, die alle eine Knickbrücke zur Verstellung des Pupillenabstandes beinhalten, was für den Bereich der bildstabilisierenden Ferngläser ein Novum darstellt. Die fundamentalen Ansprüche, die an ein trägheitsstabilisiertes Doppelfernrohr mit Knickbrücke gestellt werden, sind in der folgenden Grafik (Abb. 1.3) zu finden.

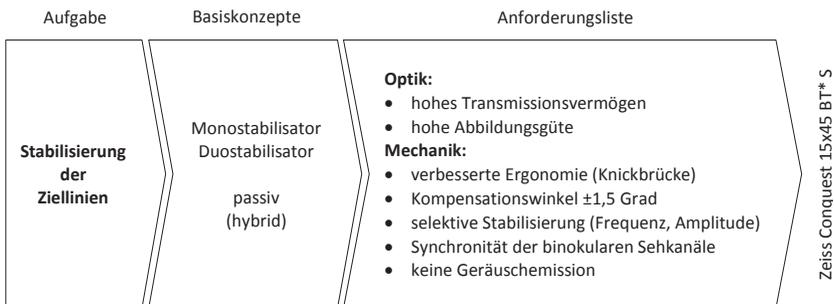


Abb. 1.3: Anforderungen an ein stabilisiertes Fernglas mit Knickbrücke

Es besteht die Möglichkeit, beide Sehkanäle durch eine Stabilisatorbaugruppe zu bedienen (Monostabilisator) oder jede Sehachse mit einer eigenen Stabilisierung auszurüsten (Duostabilisator). Im Falle einer paarweisen Anordnung von Stabilisatorbaugruppen sind diese synchron auf die Kompensation bzw. Teilkompensation der Bewegungsunruhe abzustimmen. Für die Anordnung und das Zusammenspiel der mechanischen, optischen und auch elektronischen Komponenten werden verschiedene Lösungen diskutiert und bewertet. Die

Auswahl der Vorzugslösung wird ausführlich begründet und ist in Kapitel 4 dokumentiert. Dabei bleibt die grundsätzliche Anordnung der optischen Komponenten eines terrestrischen Prismenfernrohres unangetastet. Die Machbarkeit der gefundenen Lösung wird an einem Funktionsdemonstrator nachgewiesen, dessen optische Komponenten dem Zeiss Conquest 15x45 BT* entliehen sind (Abb. 2.4). Wichtige Kenngrößen dieses Startmodells sind in Tab. 1.1 aufgelistet. Ausgegrenzt von den Betrachtungen werden Maßnahmen zur Kompensation von Abbildungsfehlern, die durch die Bildstabilisierung selbst hervorgerufen werden, da diese unwesentlich sind und für den Anwender kaum in Erscheinung treten.

Tab. 1.1: Eigenschaften Zeiss Conquest 15x45 BT*
1 Objektiv, 2 Innenfokussierlinse, 3 Schmidt-Pechan-Prisma, 4 Okular

		Eigenschaft	Einheit	Größe
4		Vergrößerung	[-]	15
		Eintrittspupille (EP)	[mm]	45
		Naheinstellgrenze	[m]	5
		Lage der AP	[mm]	15
3		wahres Sehfeld	[°]	3,67
		Sehfeld auf 1000 m	[m]	64
		subjektives Sehfeld	[°]	55,4
		Austrittspupille	[mm]	3
		Dioptrienabgleich	[dpt]	±5
2		Fokuserstellung	[-]	zentral
		Pupillenabstand	[mm]	54 - 74
		Dämmerungszahl	[-]	26
		Einsatztemperatur	[°C]	-20 bis 55
		Abmessung (l/b/h)	[mm]	163/120/54
		Gewicht	[g]	620
		Wasserdichtheit	[mbar]	400
1		Anwendung	[-]	Jagd, Sport

Bevor mit der Auslegung der Stabilisatoren begonnen werden kann, ist die durch den Menschen eingebrachte Bewegungsunruhe (Tremor) hinsichtlich ihres störenden Einflusses auf die Sehleistung zu untersuchen. Die Kenntnis der menschlichen Bewegungsunruhe erlaubt es, diesen frequenz- und amplitudenspezifisch (selektiv) für die beiden Ausgleichachsen, die senkrecht auf der jeweiligen Ziellinie stehen, getrennt zu korrigieren. In einem nächsten Schritt werden das Schwingungsverhalten und die Möglichkeiten der Beeinflussung an einem mathematischen Modell untersucht. Dies soll die Auswahl geeigneter Startparameter für Dämpfung, Drehfeder und Massenträgheit eines fußpunkt-fremderregten Einmassenschwingers erlauben, die zielstrebig zu einem die Sehachse stabilisiertem System führen. Das simulierte Verhalten wird an einem Funktionsdemonstrator, dessen Eigenschaften flexibel veränderbar sind, nachvollzogen und ermöglicht somit die Theorie der Praxis anzugleichen. Durch dieses Wissen wird eine präzise Vorhersage des realen Schwingungsverhaltens ermöglicht. Die Entwicklungs- und Herstellzeit zukünftiger Produkte wird verringert, da das „Prüben“ beim Abstimmen der Stabilisatoren entfällt.

Die Arbeit stellt grundlegende Überlegungen für die Verwirklichung passiver und aktiver sehachsenstabilisierender Doppelfernrohre bereit. Darüber hinaus ist ein ausgewählter Lösungsweg für eine passive Variante nachvollziehbar beschrieben. Diese stellt die Basis für eine mögliche Serienentwicklung für ein Doppelfernrohr bzw. eine Produktfamilie von Doppelfernrohren dar.

1.2 Aufbau der Arbeit

Die Arbeit behandelt die gesamten Schritte, die nötig sind, um ein Doppelfernrohr mit Stabilisierung der Sehachsen zu entwerfen. Dabei gliedert sie sich in die Schwerpunkte: Grundlagen und Qualitätsmerkmale, technische und physiologische Kriterien, Lösungskonzepte, Vorzugslösung passiver Duostabilisator, Ergebnisse sowie Zusammenfassung mit Ausblick. Die Kernaussagen und Neuerungen werden in jedem Kapitel hervorgehoben.

Bevor die einzelnen Lösungsschritte näher erläutert werden, soll im Kapitel 2 auf gebräuchliche Grundprinzipien und Systemgrößen von Fernrohren eingegangen werden, die Erläuterungen zur Thematik geben und als Grundstock für das Verständnis der nachfolgenden Kapitel dienen. Des Weiteren gewährt das Kapitel einen umfassenden Überblick der gegenwärtig existierenden Stabilisierungsprinzipien für terrestrische Fernrohre. Der Aufbau und die Funktionsweise der unterschiedlichen Prinzipien werden beispielhaft erläutert. Am Ende des Kapitels steht eine kritische Bewertung, die den Ausgangspunkt für die eingeschlagene Hauptentwicklungsrichtung bildet.

Für die Wahl eines geeigneten Prinzips, sind physiologische Aspekte des menschlichen Sehens bei Freihandbeobachtung (Tremor) zu berücksichtigen. Hierfür erfolgt eine Untersuchung zum Muskelzittern in Kapitel 3, die Aufschluss über Amplituden- und Frequenzbereich der zu kompensierenden Größe gibt. Sie bilden damit den Ausgangspunkt für die Entwicklung der Stabilisatoreinheit. Die Auswahl, Anordnung und Lagerung optischer Komponenten zur Stabilisierung der Bildlage und deren gewünschte Eigenschaften werden für passive und aktive Bildstabilisierung ausführlich besprochen. Weiterhin wird ein analytisches Modell erstellt, welches tendenzielle Vorhersagen des Schwingungsverhaltens zulässt.

Die Vorstellung konkreter Lösungsideen erfolgt im Kapitel 4. Dabei werden Lösungen sowohl für einen passiven als auch aktiven Ansatz zusammengetragen und gegenübergestellt. Die Vielzahl der gefundenen Details zeigt die Komplexität des Themas auf. Die gewählte Lösung des passiven Duostabilisators wird in Kapitel 5 näher erläutert. Besonders wird auf die für eine Trägheitsstabilisierung zentralen Punkte Dämpfungskonstante D_{δ} , Drehfederkonstante c_{ψ} und Massenträgheit J_S sowie deren Zusammenspiel im Gesamtsystem eingegangen. Diese bestimmen das Stabilisierungsverhalten, welches vor dem Entstehen eines körperlichen Demonstrators mit geeigneten Simulationen untersucht und verfeinert wird. Im Falle des Duostabilisators ist dabei nicht allein die Abstimmung einer Stabilisationseinheit auf den aperiodischen Grenzfall zielführend, sondern vielmehr die Synchronität des Stabilisatorpaares. Weiterhin werden Potentiale für weitere Verbesserungen der Funktionalität aufgezeigt, wodurch beispielsweise eine Anpassung des Stabilisierungsverhaltens an das vorliegende Beobachtungsszenario ermöglicht wird. Die erarbeitete Strategie fließt in die Erstellung des realen Modells ein und wird ausführlich in Kapitel 5 nahegebracht. In Kapitel 6 wird auf Anordnungen zur aktiven Bildstabilisierung eingegangen. Ein bedeutender Teil dieses Abschnittes beschäftigt sich mit dem Ausbau der passiven Bildstabilisierung zu einer hybriden Bildstabilisierung.

Im Kapitel 7 sind die ermittelten Ergebnisse dieser Arbeit zu finden. Sie belegen durch Messwerte den Erfolg des Duostabilisators und die Übereinstimmung mit der entwickelten Theorie. Eine für die Qualität der binokularen Beobachtung entscheidende Größe ist der Binokularfehler des optischen Instrumentes. Dieser ist für den statischen Zustand und bei dynamischer Anregung (Tremor) innerhalb der in DIN ISO 14133-2 vorgegebenen Grenzen zu halten. Das Vorgehen bei der Justage des binokularen Gerätefehlers weicht von der konventionellen Methode ab und wird ausführlich beschrieben. Abschließend werden die herausra-

genden Erkenntnisse und Neuerungen dieser Arbeit in Kapitel 8 zusammengetragen und ein Ausblick auf lohnende weitere Untersuchungen gegeben.

2 Grundlagen zu Fernrohren mit Bildstabilisierung

Bevor der gegenwärtige Stand der Bildstabilisierung für terrestrische Doppelfernrohre beschrieben wird, soll ein kurzer Überblick über Typen und Eigenschaften von Fernrohren gegeben werden. Dies ist bedeutsam für das Verständnis der Funktionsweise bestehender Stabilisierungssysteme und bildet das Fundament, auf welchem die Neuerungen in dieser Arbeit aufsetzen.

2.1 Grundtypen von Fernrohren

Fernrohre sind zweistufig abbildende zusammengesetzte optische Instrumente, die in ihrer Grundfunktion ein afokales³ System darstellen. Werden für die Strahlführung dioptrische⁴ Elemente wie z. B. Linsen eingesetzt, spricht man von einem Refraktor, der beispielsweise in Schulfernrohren eingesetzt wird. Ist ein Teil der abbildenden Optik (Objektiv) durch katoptrische⁵ Elemente ausgeführt wie z. B. Spiegel, so nennt man diese Anordnung des Fernrohres Reflektor. Die wichtigsten Bestandteile bilden Objektiv und Okular. Dabei ist das Objektiv ein dioptrisches oder katoptrisches System, das stets sammelnde Wirkung besitzt. Die optische Wirkung des Okulars kann unterschiedlich gewählt werden. So besitzt das Okular eines astronomischen Fernrohres, auch Kepler-Fernrohr genannt, eine sammelnde Wirkung, während ein holländisches Fernrohr (Galilei-Fernrohr) ein Okular mit zerstreuer Wirkung besitzt. In der Astronomie werden heutzutage sehr leistungsfähige Spiegelteleskope verwendet, die der Erddrehung erschütterungsfrei folgen und dabei die Lage des Bildes über Belichtungszeiten von Stunden auf Bruchteile von Bogensekunden stabil halten. [Haf03]

Der Bildstand und die damit einhergehende gesteigerte Detailerkennbarkeit sind nicht nur für Weltraumteleskope von Interesse, sondern besitzen auch für handgeführte terrestrisch verwendete Fernrohre einen erheblichen Nutzen. Bevor der Stand der Bildstabilisierung näher gebracht wird, soll jedoch auf grundsätzliche Eigenschaften und Bauformen eingegangen werden, die die Basis für das Verstehen möglicher Anordnungen zur Stabilisierung der Bildlage für terrestrische Fernrohre bilden.

2.1.1 Astronomisches Fernrohr (Kepler-Fernrohr)

Der Aufbau eines astronomischen Fernrohres mit Strahlengang ist in Abb. 2.1 zu sehen. Das Objekt, das mit dem Fernrohr beobachtet wird, befindet sich in einer Entfernung, die gegenüber der Objektivbrennweite als unendlich angesehen werden kann. Die Abbildung durch das Fernrohr erfolgt mit einem zweistufigen optischen System. In der ersten Stufe wird vom Objektiv ein reelles Zwischenbild in seiner bildseitigen Brennebene (F'_{ob}), die zugleich mit der objektseitigen Brennebene (F_{ok}) des Okulars zusammen fällt, entworfen. In dieser Ebene ist die Feldblende (FB) angebracht, die das Gesichtsfeld (GF) scharf begrenzt. Die zweite Stufe wird von einem sammelnden Okular gebildet, welches die Wirkung einer Lupe besitzt und das in der Zwischenlebene entstandene Bild ins Unendliche abbildet. Die Austrittspupille (AP) befindet sich hinter dem bildseitigen Brennpunkt des Okulars und ist für das menschliche Auge zugänglich. Somit wird ein reelles Bild auf der Netzhaut ermöglicht. Die Größe des entfernten Gegenstandes ist durch den objektseitigen Sehwinkel ω_s gekennzeichnet, unter dem er dem Auge ohne Verwendung eines vergrößernden optischen Instru-

³ afokal - brennpunktlos

⁴ dioptrisch - auf Lichtbrechung beruhende Strahlführung (Brechungsgesetz)

⁵ katoptrisch - auf die Reflektion von Licht beruhende Strahlführung (Reflektionsgesetz)

menten erscheinen würde. Objektiv und Okular beeinflussen die Strahlen so, dass das Fernrohrbild y''_{∞} unter einem größeren Winkel, dem bildseitigen Sehwinkel ω'_s , erscheint. Dem Verhältnis der beiden Sehwinkel entsprechend sieht der Beobachter das Fernrohrbild größer und in seinen Einzelheiten deutlicher als das Objekt mit bloßem Auge.

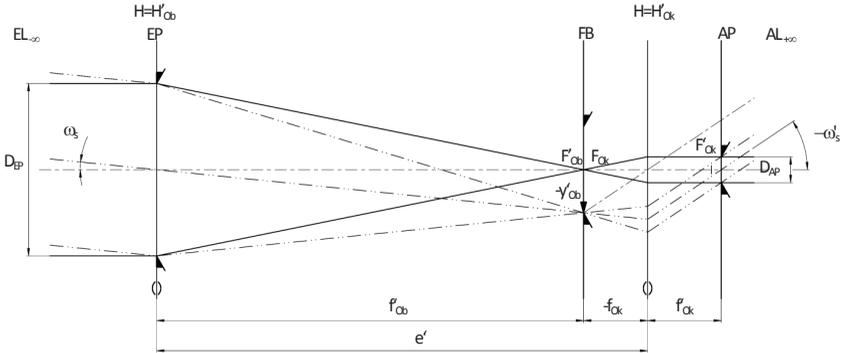


Abb. 2.1: Strahlenverlauf im astronomischen Fernrohr

Die Vergrößerung des Fernrohres ist durch das Verhältnis von Objektivbrennweite zur Okularbrennweite gegeben. Ein negatives Vorzeichen gibt an, dass das Bild bei einem sammelnden Okular umgekehrt, bei einem zerstreuenen aufrecht erscheint. Für eine Steigerung der Vergrößerung ergeben sich somit zwei Möglichkeiten. Zum Einen kann die Objektivbrennweite erhöht und zum Anderen die Brennweite des Okulars verkürzt werden. In der Praxis wird die Objektivbrennweite vergrößert, da eine weitere Verkürzung der Okularbrennweite optische und bauliche Probleme aufwirft. [Kön59], [The07]

2.1.2 Holländisches Fernrohr (Galilei-Fernrohr)

Beim holländischen Fernrohr fallen die Brennpunkte F'_{Ob} und F_{Ok} hinter dem Okular zusammen. Die Öffnung wird von der Augenpupille begrenzt, die zugleich Austrittspupille ist. Von der Objektseite scheint das Bild der Augenpupille, das heißt der Eintrittspupille, vergrößert und in einem größeren Abstand hinter dem Auge. Die Begrenzung der objektseitigen Hauptstrahlen, die zur Mitte der virtuellen Eintrittspupille hinzielen, erfolgt durch die Fassung des Objektivs. Diese wirkt als Gesichtsfeldblende und Eintrittsluke. Die Austrittsluke ist das vom Okular erzeugte Bild der Objektivfassung. Es befindet sich zwischen den beiden Linsen des Fernrohres und ist der zerstreuenen Wirkung des Okulars entsprechend virtuell und verkleinert. Aus der Lage der Feldblende sowie derjenigen der Eintritts- und Austrittspupille geht hervor, dass das Gesichtsfeld des holländischen Fernrohres unscharf begrenzt ist. Von einer bestimmten Stelle an nimmt die Helligkeit des Bildes allmählich ab und verschwindet zum Rand des Gesichtsfeldes ganz. Das holländische Fernrohr erzeugt ein aufrechtes, seitenrichtiges Endbild, wodurch keine zusätzlichen Optiken zur Bildumkehr erforderlich sind. [Kön59] Die Vergrößerung wird selten höher als $\Gamma' = 4$ gewählt, da sich das Gesichtsfeld bei großer Vergrößerung stark einengt. Eine weitere Einschränkung ergibt sich bei binokularen holländischen Fernrohren für den Objektivdurchmesser, der wegen der Pupillendistanz der menschlichen Augen auf ca. 45 mm begrenzt ist. Der Hauptunterschied des holländischen Fernrohres

zum astronomischen besteht darin, dass seine Baulänge bei gleicher Vergrößerung und gleicher Objektivbrennweite um die zweifache Okularbrennweite verkürzt ist.

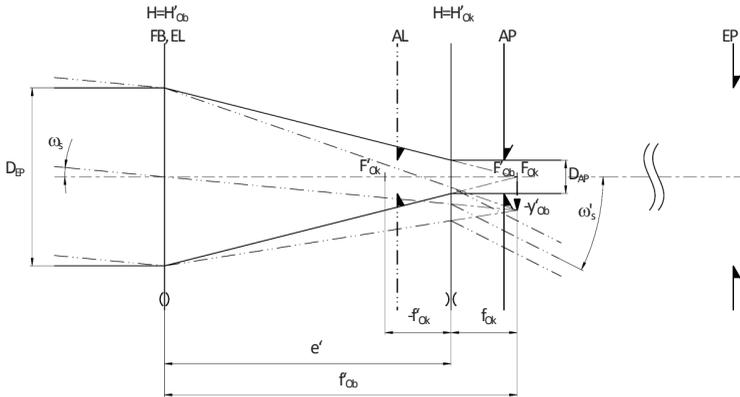


Abb. 2.2: Strahlenverlauf im holländischen Fernrohr

Wesentliche Merkmale von astronomischem und holländischem Fernrohr sind in Tab. 2.1 zusammengestellt. Aus ihr geht hervor, dass für eine Bildstabilisierung nur Anordnungen, die auf das astronomische Fernrohr zurückzuführen sind, für die Lösung herangezogen werden können.

Tab. 2.1: Eigenschaften der Fernrohrgrundtypen

	Merkmale/ Kriterien	astronomisches Fernrohr (Kepler-Fernrohr)	holländisches Fernrohr (Galilei-Fernrohr)
Optik	Vergrößerung Γ'	astronomisch: 20 - 2000 terrestrisch: 2 - 200	terrestrisch: < 7
	Öffnung D_{ep}	astronomisch: 0,1 - 8 m terrestrisch: 10 - 200 mm	terrestrisch: 10 - 45 mm
	Zwischenbild	reell, höhen- und seitenvertauscht	virtuell, höhen- und seitenrichtig
	Endbild	höhen- und seitenvertauscht	höhen- und seitenrichtig
Mechanik	Gesichtsfeld	relativ groß, scharf begrenzt	relativ klein, unscharf begrenzt
	Baulänge	$l_b = f'_{ob} + f'_{ok}$	$l_b = f'_{ob} - f'_{ok}$
	Blenden/Marken	Zwischenbildebene	virtuell einspiegelbar
	Öffnung	keine Begrenzung für binokulare Bauweise (Achsparallelsver-satz)	Begrenzung für binokulare Bauweise
	Stabilisierung	für Vergrößerungen > 8 handgeführt, Luft- und Seefahrt	nicht notwendig
Einsatz	Gebiete	Astronomie Messtechnik Geodäsie Freizeit (Sport, Jagd)	Strahlaufweitung (Laser) Freizeit (Sport, Oper)

Nur hier werden Vergrößerungen von achtfach und mehr erreicht, bei denen eine Stabilisierung handgeführter vergrößernder optischer Instrumente überhaupt erst sinnvoll ist.

2.1.3 Terrestrische Fernrohre (Erdfernrohre)

Terrestrische Fernrohre zeichnen sich dadurch aus, dass sie ein aufrechtes seitenrichtiges Bild des beobachteten Gegenstandes erzeugen. Das einfachste terrestrische Fernrohr ist das holländische Fernrohr, welches bereits näher besprochen wurde und aufgrund seiner Nachteile von den weiteren Betrachtungen ausgegrenzt wird.

Für das astronomische Fernrohr besteht die Möglichkeit, zusätzliche optische Elemente in den Strahlengang zu bringen, die eine Aufrichtung des Bildes bewirken. Dies lässt sich durch ein terrestrisches Linsenfernrohr bewerkstelligen. Dabei wird zwischen Objektiv und Okular ein sammelndes Umkehrglied gebracht (dioptrisch). Das vom Objektiv erzeugte umgekehrte reelle Zwischenbild y' , welches in der objektseitigen doppelten Brennweite des Umkehrsystems entsteht, wird von diesem in ein aufrechtes reelles Zwischenbild y'' , welches in seiner bildseitigen doppelten Brennweite steht, gewandelt. Dieses dient dem Okular als Objekt, welches es ins Unendliche und das Betrachterauge schließlich auf die Netzhaut abbildet. Um Randabschattungen des Gesichtsfeldes zu vermeiden, besteht das Umkehrglied aus mindestens zwei Linsen. Dabei befindet sich eine als Feldlinse nahe dem ersten Zwischenbild. Das terrestrische Linsenfernrohr baut um die vierfache Brennweite des Umkehrsystems länger als ein astronomisches Fernrohr gleicher Vergrößerung und Objektivbrennweite. Diese Eigenschaft wirkt sich besonders nachteilig beim Bau von binokularen Systemen aus, da die Handhabung durch das Mehrgewicht und die wesentliche Vergrößerung der Baulänge erschwert wird. Das Gesichtsfeld des terrestrischen Fernrohres ist wie das des astronomischen Fernrohres scharf begrenzt und bis zum Rand hin gleichmäßig hell. Am Ort der Zwischenbilder lassen sich Messmarken, Fadenkreuze oder ähnliches einbringen, die mit dem beobachteten Objekt gleichzeitig sichtbar werden.

Eine spezielle Anwendung, bei welcher dieses Prinzip der Bildaufrichtung zu finden ist, bildet das Zielfernrohr. Der Strahlenverlauf einer möglichen Anordnung ist in Abb. 2.3 zu sehen. Am Ort des ersten Zwischenbildes befindet sich eine Zielmarke (Absehen), welche zum Abgleich mit der ballistischen Bahn des Geschosses in zwei Richtungen lateral zur optischen Achse verstellt werden kann.

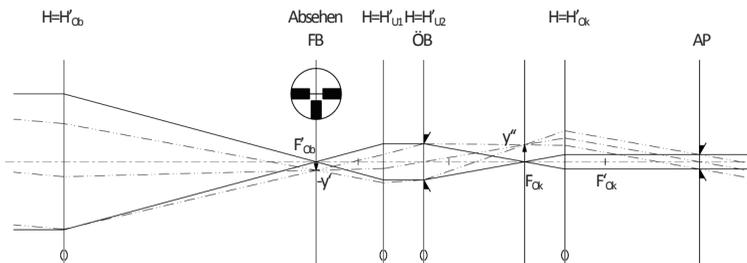


Abb. 2.3: Strahlenverlauf im Zielfernrohr

Die Besonderheit ist, dass die Vergrößerung durch Änderung des Abbildungsmaßstabes β'_U des Umkehrsystems variabel eingestellt werden kann. Dabei wird die Baulänge konstant gehalten und die Brennweiten von Objektiv sowie Okular bleiben unverändert. Hierfür wird der Abstand der beiden Zwischenbildebenen größer als die vierfache Brennweite des Umkehrsystems gewählt. Durch Verschieben des Umkehrsystems innerhalb der Ebenen und entlang der optischen Achse erhält man für die Endlagen eine scharfe Abbildung. Befindet sich das Umkehrsystem in der Endlage nahe des Objektivs, wird das Zwischenbild y' vergrö-

ßert in y'' abgebildet. Für die Stellung nahe dem Okular entsteht ein verkleinertes Zwischenbild y''' . Somit kann die Vergrößerung variabel in einem Bereich, der aus dem Verhältnis der Zwischenbilder hervorgeht, erhöht oder vermindert werden.

Für alle Zwischenlagen jedoch erscheint das Bild unscharf, da das zweite Zwischenbild y'' außerhalb der objektseitigen Okularbrennebene liegt. Damit unabhängig von der axialen Position des Umkehrsystems ein scharfes Bild entsteht, muss die Brennweite und damit der Abbildungsmaßstab des Umkehrsystems für jede Position angepasst werden. Somit ergeben

sich für die Einzelglieder des Umkehrsystems unterschiedliche Verfahrenwege, die von der angepassten Brennweite abhängen. Ein Fernrohr, welches die kontinuierliche Anpassung der Vergrößerung innerhalb zweier Grenzen erlaubt, wird als pankratisches Fernrohr bezeichnet. [Hel92] Eine weitere Möglichkeit der seitenrichtigen Bildaufrichtung wird in Prismenfernrohren angewendet, die monokular (Spektiv) oder binokular (Doppelfernrohr) ausgeführt sein können. Dabei wird in den Strahlengang zwischen Objektiv und dem Zwischenbild ein Prismensystem angeordnet (katoptrisch). Dieses besteht aus einem oder mehreren Einzelprismen, die das Licht so reflektieren, dass in der Zwischenbildenebene ein aufrechtes und seitenrichtiges Bild entsteht. Ebenso ist es denkbar, das Umkehrprisma durch eine Anordnung von Planspiegeln zu ersetzen. Jedoch werden aufgrund der Möglichkeit die Totalreflektion auszunutzen, der genaueren Herstellbarkeit und Maßhaltigkeit sowie der geringeren Empfindlichkeit gegenüber äußeren

Einflüssen, nahezu ausschließlich Prismen verwendet. Ein Beispiel eines Doppelfernrohres ist in Abb. 2.4 gegeben. Der Lichtweg wird in jedem Sehkanal zwischen Objektiv (1) und Okular (4) im Prisma (3) „gefaltet“, wodurch sich die Baulänge wesentlich verringert. Die beiden Sehkanäle sind meist über eine sogenannte Knickbrücke miteinander verbunden. Diese erlaubt es, den Augenabstand an den jeweiligen Benutzer in einem Bereich von zirka 55 bis 75 mm stufenlos anzupassen. Meist ist in der Achse der Knickbrücke eine Einstellmöglichkeit zur Anpassung an Fehlsichtigkeit (5), (6) vorhanden, die einen Ausgleich von zirka ± 5 dpt. erlaubt. Das mit einem bildumkehrenden Prismensystem versehene Fernrohr hat gegenüber dem Linsenfernrohr und dem Galilei-Fernrohr zahlreiche Vorteile. Neben dem aufrechten Bild besitzt es ein scharf begrenztes Gesichtsfeld und die Möglichkeit in der Zwischenbildenebene (ZBE) eine Messmarke unterzubringen. Die Apertur der Umkehrprismen gestattet die Anwendung eines größeren Öffnungsverhältnisses beim Objektiv und die Ausnutzung eines wesentlich größeren Gesichtsfeldes, als es beim terrestrischen Linsenfernrohr. Das Umkehrsystem ist für die Länge des Prismenfernrohres maßgebend. Der Lichtweg zwischen Objektiv und Okular wird in den Prismen aufgewickelt, wodurch sich die Baulänge, wie oben bereits

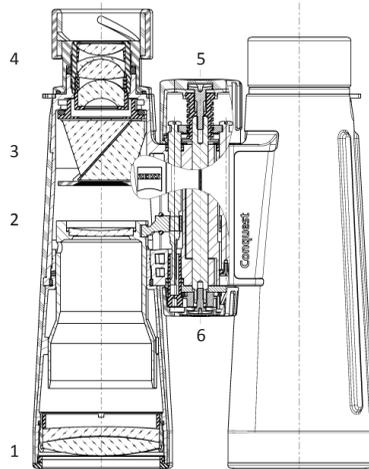


Abb. 2.4: Doppelfernrohr (Fernglas)

Zeiss Conquest 15x45BT* [Car101]

- 1 Objektiv, 2 Innenfokussierung, 3 Schmidt-Pechan-Prisma, 4 Okular, 5 Fokuseinstellung, 6 Kanalabgleich Fokus

erwähnt, verringert. Das Prismenfernrohr vereinigt die Vorteile des astronomischen und terrestrischen Fernrohres und ermöglicht durch die geringe Baulänge eine binokulare Anwendung für handgeführte Geräte mit der Option zur Steigerung des räumlichen Seheindrucks.[Kön59]

2.2 Qualitätsmerkmale

Die Leistungsfähigkeit des Sehens mit einem Fernrohr hängt nicht allein von dessen Vergrößerung ab, sondern wird vielmehr durch eine Überlagerung verschiedener Faktoren beeinflusst, die sich wie folgt zusammenfassen lassen:

1. Beobachtungsobjekt (Leuchtdichte, Umfeldbeleuchtung, Objekteigenschaften)
2. Fernrohr (Lichtstärke, Transmissionsvermögen, optische Korrektion, Beugung)
3. Empfänger (Beobachteraue, Fähigkeiten des Beobachters)

Eine außerordentliche Bedeutung für die Fernrohrleistung ist der Leuchtdichte L und dem Kontrast der beobachteten Objekte beizumessen. Danach wird die Fernrohrleistung Λ für das Tagessehen Λ_T , das Dämmerungssehen Λ_D und das Dunkelsehen Λ_N ermittelt. Oft erfolgt für das Dämmerungssehen die Angabe der Dämmerungszahl Z_D , die eine Geometriegröße darstellt und den Vergleich verschiedener Fernrohre unabhängig vom Nutzungsgrad gestattet. Für eine Reihe von Fernrohren ist in Tab. 2.2 die Fernrohrleistung bei unterschiedlichen Umfeldleuchtdichten sowie die Dämmerungszahl angegeben. Der Tabelle ist zu entnehmen, dass selbst bei optimalen Beleuchtungsbedingungen, wie sie beim Tagessehen anzutreffen sind, die Fernrohrleistung den theoretischen Maximalwert der Vergrößerung nicht erreicht. Die Fernrohrleistung für Tagessehen wird hauptsächlich von der Vergrößerung des Fernrohres und seinem Nutzungsgrad bestimmt, da die Augenpupille kleiner als die Austrittspupille des Fernrohres ist und den Bündelquerschnitt begrenzt. Ab einer 7- bis 8-fachen Vergrößerung und bei freihändiger Verwendung des Fernrohres sinkt der Nutzungsgrad⁶ deutlich. Die theoretisch höhere Detailerkennbarkeit für Doppelfernrohre, deren Vergrößerung diesen Wert überschreitet, kann vom Benutzer nicht abgerufen werden (Abb. 1.1).

Tab. 2.2: Fernrohrleistung abhängig von der Umfeldleuchtdichte [Haf03]

Fernrohr	Tagessehen	Dämmerungssehen		Dunkelsehen
	Λ_T	Λ_D	Z_D	Λ_N
6x30	3,95	4,02	13,41	9,00
8x30	5,00	4,65	15,49	9,00
7x50	4,55	5,61	18,71	15,00
10x50	5,62	6,71	22,36	15,00
15x60	6,48	9,00	30,00	18,00

Eine zunehmende Verschlechterung der Detailerkennbarkeit geht mit der Verringerung der Umfeldleuchtdichte einher. Für das Dämmerungssehen wird die Fernrohrleistung zum Großteil durch die Quadratwurzel des Produktes aus Vergrößerung und Durchmesser der Eintrittspupille bestimmt. Die Dämmerungszahl Z_D stellt die geeignete Maßzahl für diesen Zusammenhang dar.

⁶ Der Nutzungsgrad wird durch den Quotienten aus dem tatsächlich erreichbaren und dem maximal möglichen Wert einer Bezugsgröße gebildet.

$$Z_D = \sqrt{|F'_{\infty}| \cdot D_{EP}} \quad 2.1$$

Für das Dunkelsehen mit Fernrohr ist allein die Größe der Eintrittspupille ausschlaggebend. [Haf03] , [Sch02] , [Kön59]

2.2.1 Qualitätsmerkmale der Fernrohroptik

Zu den wesentlichen optischen Gliedern in einem terrestrischen Fernrohr, welches auf dem Keplertyp basiert, gehören:

1. Objektiv
2. Bildumkehrsystem
3. Okular

Die Korrektur von Objektiv und Okular wird in der Regel getrennt vorgenommen. Dabei werden sphärische und chromatische Fehler, die das Umkehrsystem verursacht, bei der Korrektur des Objektivs berücksichtigt. Für das Objektiv werden bei festgehaltener Brennweite die sphärische Aberration und die chromatische Längsabweichung unter Einhaltung der Sinusbedingung korrigiert. Die Korrektur der sphärischen Aberration ermöglicht, dass die bildseitigen Schnittweiten für alle Einfallshöhen nahezu gleich sind. Dies wird durch die Kombination zweier Linsen mit entgegengesetzter sphärischer Aberration erreicht. So erlangt man für eine bestimmte Einfallshöhe eine vollkommene Korrektur. Für andere Einfallshöhen bleiben geringe Restfehler übrig, die vom Beobachter jedoch nicht wahrgenommen werden. Das Fernrohrobjektiv soll aber nicht nur den Achspunkt scharf abbilden, sondern auch für eine kleine Fläche in seiner Umgebung, deren Größe durch die Feldblende gegeben ist, eine einwandfreie Strahlenvereinigung ermöglichen. Dafür muss die von ABBE aufgestellte Sinusbedingung erfüllt sein. Außer gleichen Schnittweiten müssen auch die Brennweiten für alle Einfallshöhen gleich sein. Dadurch werden Abbildungsmaßstab und Bildgröße aller Zonen gleich groß. Objektive, die diese Bedingung erfüllen, werden auch aplanatische Objektive genannt. [Haf03] Die übrigen Abbildungsfehler, die außerhalb der Achse auftreten, können im Allgemeinen unberücksichtigt bleiben. Nur für Fernrohrobjektive mit besonders großem Gesichtsfeld müssen Bildfeldwölbung und farbige Vergrößerungsdifferenz in gewissen Grenzen gehalten werden.

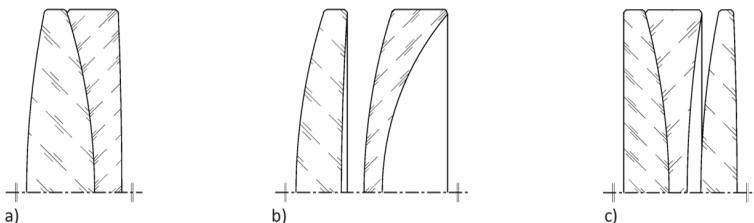


Abb. 2.5: Fernrohrobjektive
a) Achromat

b) Gauß-Objektiv

c) Apochromat

Sphärische Aberration und die Abweichung von der Sinusbedingung sind monochromatische Abbildungsfehler, deren Korrektur nur für eine einzige Farbe erfolgen kann (grün). Da die

Abbildung durch das Fernrohr mit weißem Licht erfolgt, müssen auch chromatische Fehler, die durch die Dispersion des Glases hervorgerufen werden, behoben werden. Im Allgemeinen genügt die Korrektur der farblichen Längsabweichung. Es wird angestrebt, möglichst für alle Farben des Spektrums gleiche Schnittweiten zu erhalten. Erreicht wird dies durch das Zusammensetzen des Objektivs aus Linsen entgegengesetzter Wirkung, die aus verschiedenen Glasarten bestehen. Es genügt, wenn die Schnittweiten für zwei Farben übereinstimmen (rot, blau). Für die übrigen Farben besteht dann eine geringe Abweichung, das sogenannte sekundäre Spektrum. Solche Objektive werden Achromate genannt (Abb. 2.5 a). Eine weitere Möglichkeit eines zweilinsigen Simplets stellt das von Gauß vorgeschlagene Fernrohrobjektiv dar, welches sich durch einen sehr geringen Gauß-Fehler⁷ auszeichnet (Abb. 2.5 b). Es besteht aus zwei Menisken, die in geringem Abstand zueinander angeordnet sind. Jedoch ist die Fertigung und Zentrierung der relativ stark gekrümmten Radien mit einem erhöhten Aufwand verbunden. Eine nahezu völlige Kompensation des sekundären Spektrums wird für ein aus drei Linsen bestehendes Objektiv erreicht, wie es in Abb. 2.5 c zu sehen ist. Wird eine Verkürzung des Objektivtubus gegenüber der Brennweite angestrebt, so lässt sich das Fernrohrobjektiv als Teleobjektiv ausführen. Es bietet sich dabei an, das zerstreue Glied zur Innenfokussierung zu verwenden (Abb. 2.4).

Für die Betrachtung von Abbildungsfehlern kann das Umkehrsystem zwischen Objektiv und Okular als eine dicke planparallele Platte, welche von den konvergenten Hauptstrahlen durchsetzt wird, aufgefasst werden. Um unsymmetrische Fehler wie Astigmatismus und dessen chromatische Variation zu vermeiden, darf die Ziellinie an Ein- und Austrittsfläche keine Brechung erfahren. Zur vollständigen Bildumkehr in Doppelfernrohren eignet sich eine Vielzahl von Prismen. Das bekannteste ist das Porrosystem, welches aus zwei gleichschenkligen rechtwinkligen Prismen besteht, deren Scheitelkanten senkrecht zueinander stehen. Die Hypotenusenflächen der Prismen sind einander zugekehrt und parallel angeordnet. Durch Totalreflektion des Lichtes an den vier Kathetenflächen wird das Bild seitenrichtig aufgestellt. Die aus dem Porrosystem austretenden Strahlen sind gegenüber den einfallenden parallel versetzt. Diese Eigenschaft hat Einfluss auf die Konstruktion und die Form, der mit einem solchen Bildumkehrsystem ausgestatteten Fernrohre. Porro-Prismen werden bei binokularen Prismenfernrohren zur Erweiterung des Objektivabstandes und damit zur Verbesserung des räumlichen Unterscheidungsvermögens eingesetzt. Man bezeichnet das aus zwei 90°-Prismen bestehende Umkehrsystem, wie es in Abb. 2.6 a zu sehen ist, als Porrosystem 1. Art. Durch Zerlegen des Porro-Umkehrsystems erhält man drei 90°-Prismen, die das Licht totalreflektieren. Dieses wird als Porrosystem 2. Art bezeichnet und ist in Abb. 2.6 b dargestellt. Während beim ersten System der Parallelversetzung der ein- und ausfallenden Strahlen durch die Abmessung der Prismen Grenzen gesetzt sind, kann sie beim Porrosystem 2. Art beliebig groß gewählt werden. Auch über den gegenseitigen Abstand der Prismen kann beliebig verfügt werden. In der Regel werden jedoch zwei Prismen zu einer Gruppe zusammengefasst und verkittet, während das dritte Prisma in einem größeren Abstand angeordnet ist. Eine Hauptanwendung für das Porrosystem 2. Art sind Scherenfernrohre oder Periskope.

Außer den Porrosätzen sind eine ganze Reihe anderer zusammengesetzter Prismen gebräuchlich. Hier zu nennen ist das Schmidt-Pechan-Prisma, welches sich aus einem Bauernfeind-Prisma und einem einfachen Schmidt-Prisma zusammensetzt (Abb. 2.4 und Abb. 2.6 c).

⁷ Die farbige Variation des Öffnungsfehlers heißt Gauß-Fehler

Die beiden Prismen liegen mit ihren Hypotenusenflächen aneinander, so dass sich zwischen ihnen ein Luftspalt befindet.

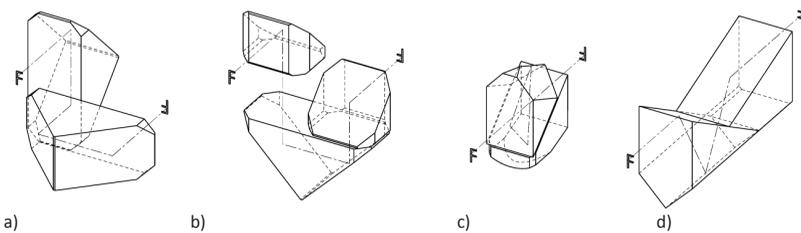


Abb. 2.6: Prismen zur Bildaufrichtung

- a) Porro-Prisma 1. Art $\langle 4 | -1, -1, \bar{1} \rangle^8$ b) Porro-Prisma 2. Art $\langle 4 | -1, -1, \bar{1} \rangle$
 c) Schmidt-Pechan-Prisma $\langle \delta | -1, -1, 1 \rangle$ d) Abbe-König-Prisma $\langle \bar{4} | -1, -1, 1 \rangle$
 [Haf03]

Der senkrecht zur Kathete des Bauernfeind-Prismas einfallende Strahl wird an dessen Hypotenuse totalreflektiert und auf die andere Kathete gelenkt, auf der ein Spiegelbelag aufgebracht ist. Von dort wird der Strahl unter einem Winkel zur Hypotenuse reflektiert, der den Austritt in den Luftspalt und den Eintritt in das einfache Schmidt-Prisma über dessen Hypotenuse ermöglicht. Anschließend wird das Bündel an der Austrittskathete totalreflektiert und zur Kathete mit der Dachkante gelenkt. An dieser erfolgen zwei Totalreflektionen, die das Licht wiederum zur Hypotenuse lenken, wo der Grenzwinkel für Totalreflektion überschritten und das Licht senkrecht zur Kathetenfläche des Schmidt-Prismas austritt. Das Schmidt-Pechan-Prisma gehört zu den Geradsichtprismen, das heißt es tritt kein paralleler Versatz der optischen Achsen auf. Nachteilig auf das Transmissionsverhalten wirkt sich aus, dass nicht alle Reflektionen durch Totalreflektion erfolgen. Jedoch kann diese Unzulänglichkeit durch das Aufbringen breitbandiger Spiegelschichten zum großen Teil kompensiert werden (dielektrische Spiegelschicht). Weiterhin muss die Dachkante sehr exakt gefertigt werden, so dass Doppelbilder vermieden werden. Ein weiteres Geradsichtprisma, welches häufig im Doppelfernrohrbau anzutreffen ist, stellt das Abbe-König-Prisma dar (Abb. 2.6 d). Es besteht aus zwei verkitteten Prismen, wobei eines der Prismen eine 90° -Dachkante besitzt. Der Strahl tritt senkrecht zur Grenzfläche in das erste Prisma ein und wird an einer zur Einfallsrichtung geneigten Fläche abgelenkt. Dadurch kann das Bündel die Kittschicht senkrecht passieren und ins zweite Prisma eintreten. An der Dachkante erfolgen zwei weitere Reflektionen bevor das Strahlenbündel durch Ablenkung an einer verteilten Fläche seine Richtung ändert und fluchtend das Prisma verlässt. Ein Vorzug des Abbe-König-Prismas besteht darin, dass alle Reflektionen auf Totalreflektion beruhen, was Lichtverluste gering hält. [Kra00], [The03]

Die Aufgabe des Okulars ist es, das vom Objektiv entworfene reelle Zwischenbild vergrößert, scharf, farb- und verzeichnungsfrei abzubilden. Dabei sind sämtliche Abbildungsfehler, die außerhalb der optischen Achse in Erscheinung treten, zu beheben oder zumindest in ihrer

⁸ Charakterisierung von Bildlage- und Richtungsänderungen für Reflektionsprismen durch $\langle s | e_x e'_x, e_y e'_y, e_z e'_z \rangle$.
 s - Anzahl der Reflektionen, Dachsymbol für Teil der Reflektionen an Dachkante
 $e_x e'_x, e_y e'_y$ - 1 kein Seitentausch, +1 oder -1 einseitige Vertauschung, -1 zweiseitige Vertauschung
 $e_z e'_z$ - 1 optische Achse fluchtend ohne Umkehr, 0 optische Achse rechtwinklig abgelenkt, -1 optische Achse fluchtend mit Umkehr, Negationszeichen steht für einen Parallelversatz

Wirkung stark abzumindern. Hierbei handelt es sich um Astigmatismus schiefer Bündel, Bildfeldwölbung, Verzeichnung, Koma und die chromatische Vergrößerungsdifferenz. Weiterhin müssen die Hauptebenen des Okulars so liegen, dass eine reelle Gesichtsfeldblende möglich ist. Gleichzeitig soll die Austrittspupille in einem möglichst großen Abstand hinter dem letzten Linsenscheitel, der dem Beobachterauge zugewandten Linse, liegen. Es hat sich ein Abstand von ca. 16 mm bewährt, so dass sie für die Augenpupille zugänglich wird. Im Idealfall fallen für den visuellen Beobachter Austrittspupille und Augendrehpunkt⁹ zusammen. Die optischen Achsen der Okulare sind zueinander und zu den Zwischenbildern so zu positionieren, dass der Binokularfehler¹⁰ im zulässigen Toleranzbereich liegt. [Int03] In Abb. 2.7 sind verschiedene Fernrohrokulare dargestellt. Die klassischen Okulare von Ramsden und Kellner sind bei modernen Doppelfernrohren eher selten anzutreffen. In der Regel werden Weitwinkelokulare mit einem Gesichtsfeld von $\pm 45^\circ$ verwendet, die entsprechend ihrem komplexen Aufbau eine sehr gute Leistung hinsichtlich der Randschärfe zeigen. [Gro08]

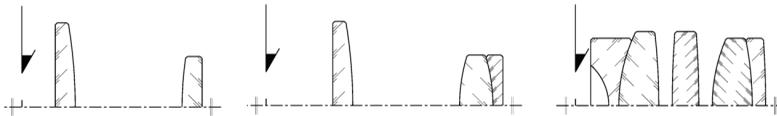


Abb. 2.7: Okulare für Fernrohre
 a) Ramsden-Okular b) Kellner-Okular c) Weitwinkelokular

Den bisherigen Betrachtungen liegt das rechtsichtige akkommodationslose¹¹ Auge zugrunde, dessen Fernpunkt sich im Unendlichen befindet. Bei einer Fehlsichtigkeit liegt der Fernpunkt entsprechend der Refraktion des Auges in endlicher Entfernung vor beziehungsweise hinter dem Auge. Damit das Endbild des Fernrohres mit dem Fernpunkt des fehlsichtigen Auges zusammenfällt, muss der Abstand zwischen Objektiv und Okular verändert werden. Zur Fehlsichtigkeitskompensation bei Doppelfernrohren werden in der Regel ± 3 dpt bis ± 5 dpt vorgehalten. Eine andere Möglichkeit der Naheinstellung ergibt sich bei Fernrohren mit Innenfokussierung, deren Objektiv aus einem sammelnden und einem zerstreuen Glied aufgebaut ist (Teleobjektiv). Verschiebt man die zerstreue Innenfokussierlinse in Richtung des Okulars, so wandert das reelle Zwischenbild in die entgegengesetzte Richtung, also in Richtung des Objektivs. Der Vorteil der Innenfokussierung liegt in ihrem großen Wirkungsbereich und der Möglichkeit, die Innenfokussierung samt des dazugehörigen Bewegungsmechanismus vor Staub und Wasser gut geschützt im Inneren des Fernrohres unterzubringen. Für den Abgleich unterschiedlicher Fehlsichtigkeiten beim binokularen Sehen, ist ein Okular zusätzlich fokussierbar ausgeführt, bzw. lassen sich die Okulare getrennt voneinander fokussieren.

2.2.2 Qualitätsmerkmale einer Bildstabilisierung im Fernrohr

Bevor ich mich der technischen Lösungsfindung zuwende, ist es unerlässlich, die Störbewegung zu charakterisieren, die für die Bildunruhe maßgeblich ist. Hierbei ist es hilfreich, die

⁹ Beschreibt den Punkt im Auge, der sich bei Blickbewegungen am wenigsten verlagert

¹⁰ Vorgabe der Toleranz für die parallele Ausrichtung der Ziellinien beider Sehkanäle

¹¹ Einstellung des Auges auf die scharfe Abbildung von Objekten, die nicht im unendlichen liegen. Die Änderung der Linsenkrümmung erfolgt durch die Ziliarmuskeln.

auf das Doppelfernrohr wirkende Bewegung in einzelne Freiheiten zu zerlegen. Die Bewegung setzt sich demnach aus den translatorischen Freiheiten X , Y , Z und aus den rotatorischen Freiheiten ψ , χ , ϕ zusammen, entsprechend der Darstellung in Abb. 2.8. Es wird unterstellt, dass die Ziellinie des Fernrohres achsparallel zur Z -Achse liegt. Der Einfluss der einzelnen Freiheiten auf den Bildstand kann anhand der Funktionsweise eines astronomischen Fernrohres, welches ein afokales System darstellt, verdeutlicht werden. Die Lage eines Bildpunktes in der Zwischenbildebene wird dabei vom Winkel des einfallenden Parallelbündels zur Ziellinie bestimmt. Der Winkel erfährt entsprechend der Vergrößerung des Fernrohres eine Zunahme und wird dem Betrachterauge dargeboten, welches das Parallelbündel auf die Netzhaut fokussiert.

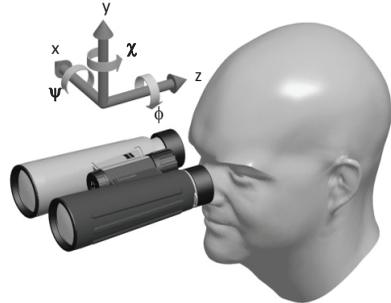


Abb. 2.8: Zu stabilisierende Freiheiten

Wird das Fernrohr für einen oder beide rotatorische Freiheitsgrade ψ und χ in seiner Winkellage verändert, so ändert sich der Winkel des einfallenden Bündels zur Ziellinie und damit die Lage des Bildpunktes in der Zwischenbildebene und auf der Netzhaut. Erfolgt die Winkeländerung dynamisch, wie im Falle eines handgeführten Doppelfernrohres (Tremor), wird die Lage des Bildes auf der Netzhaut stetig verschoben. Die Geschwindigkeit, mit der das Bild wandert, hängt vom Tremor (Amplitude, Frequenz) selbst sowie der Vergrößerung des Fernrohres ab. Mit steigender Fernrohrvergrößerung nimmt die Geschwindigkeit, mit welcher sich die Bildlage auf der Netzhaut ändert, ebenso zu. Für geringe Vergrößerungen, bis zu einem Wert von $I' = 8$, ist das Betrachterauge in der Lage, die Verlagerung des Bildstandes zu kompensieren. Dies wird durch schnelle Augenbewegungen, sogenannte Sakkaden¹², ermöglicht. Bei höheren Vergrößerungen kann das Auge der Verlagerung des Bildortes nicht mehr folgen und die theoretisch höhere Detailerkennbarkeit kann nicht abgerufen werden. Dies verdeutlicht der bereits vorgestellte experimentell gefundene Zusammenhang, welcher in Abb. 1.1 dargestellt ist.

Hieraus wird deutlich, dass nur eine Winkeländerung eines oder beider rotatorischer Freiheiten ψ , χ des Doppelfernrohres, zu einer Änderung der Bildlage führt.

Eine Verschiebung entlang der Freiheiten X und Y führt lediglich zu einer Parallelverschiebung der Ziellinie des Fernrohres zur Szenerie und zum Betrachterauge. Dabei ändert sich die Position, mit welcher der Betrachter durch die Optik blickt, jedoch bleibt der Bildstand davon unbeeinflusst. Ebenso führt eine Bewegung entlang Z zu keinerlei Änderung der Ausrichtung von Ziellinie zu Objekt und Auge, wodurch der Bildort unverändert bleibt. Für eine Rotation um ϕ , erfolgt, analog einer lateralen Verschiebung entlang X oder Y , eine Parallelverschiebung der Fernrohrziellinie und damit keine Veränderung des Bildortes.

Demnach sind die Bewegungsanteile für die Bildruhe verantwortlich, die zu einer Verkipfung des Doppelfernrohres um die X - bzw. Y -Achse führen. Für diese ist die Kenntnis der auftretenden Amplituden und Frequenzen erforderlich, um die Störbewegung zu quantifizie-

¹² Schnelle Blickzielbewegung oder Kommandobewegung des Auges

ren und geeignete Kompensationsmaßnahmen zu treffen. Es sei vorweggenommen, dass die signifikanten Anteile in einem Frequenzbereich von 0,1 Hz bis 10 Hz auftreten. Die Amplitudenverteilung in diesem Bereich ist individuell unterschiedlich und hängt vom Beobachter ab. Dabei ist der Hauptanteil dem Muskelzittern zuzuschreiben, jedoch haben sowohl Atmung als auch Herzschlag Einfluss auf Verteilung und Größe der Amplituden. Eine ausführliche Besprechung dieser Thematik erfolgt im Kapitel 3.1. Die experimentell gefundenen Ergebnisse setzen beispielsweise auf Untersuchungen des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR) sowie Studien der Fachhochschule Aalen auf und erweitern diese. [Deu97], [Jür04]

Um den Qualitätszugewinn eines Fernrohres mit Bildstabilisierung gegenüber einem ohne Bildstabilisierung objektiv erfassen zu können und unterschiedliche bildstabilisierende Systeme miteinander vergleichen zu können, ist ein einheitlicher Maßstab notwendig. Es existieren zum gegenwärtigen Zeitpunkt verschiedene Ansätze, bei denen unterschiedliche Begriffe für gleiche Sachverhalte stehen, um den Zustand einer die Bildlage stabilisierenden Einrichtung zu beschreiben. Im Sinne einer eindeutigen Interpretation der in dieser Arbeit getroffener Annahmen und gewonnenen Ergebnisse erfolgt eine Definition der bestimmenden Größe. Da der Wirkungsgrad einer Bildstabilisierung erfasst werden soll, wird die zu definierende Größe im Folgenden als **Stabilisierungsgrad** bezeichnet und erhält das Formelzeichen η_s . Die zugrundeliegende Beziehung ist in Gleichung 2.2 dargestellt. Aus Gründen der Verständlichkeit erfolgt die Betrachtung zunächst nur für eine Dimension, der rotatorischen Freiheit ψ . Dabei geht der Stabilisierungsgrad aus dem Verhältnis der stabilisierten Winkelamplitude ψ_s zur unstabilisierten Winkelamplitude ψ_u hervor, welches in Bezug zu einer idealen Stabilisierung von einhundert Prozent gesetzt wird.

$$\eta_s = \left[1 - \frac{\psi_s}{\psi_u} \right] \cdot 100\% \quad 2.2$$

Durch Einflussnahme auf das Stabilisierungsverhalten eines Doppelfernrohres ist eine Anpassung an unterschiedliche Beobachtungssituationen denkbar. Ermöglicht wird dies durch die frequenzselektive Veränderung des Stabilisierungsgrades in Abhängigkeit von der Winkelamplitude der Störbewegung. Dieser Zusammenhang ist für verschiedene Beobachtungsszenarien in Abb. 2.9 vorgestellt. Für die Beobachtung eines ruhenden Objektes wird ein Stabilisierungsgrad angestrebt, welcher nahezu über den gesamten Frequenzbereich Maximalwerte erreicht. Ist dies erfüllt, verläuft die Zielkurve für den Stabilisierungsgrad innerhalb von Bereich I. Auf diese Weise werden „schädliche“ Verkippungen der Fernrohrziellinie zum beobachteten Objekt, welche durch Tremor auf das Fernrohrgehäuse übertragen werden, nahezu vollständig kompensiert. Die durch den Tremor verursachten Winkelamplituden erreichen typische Werte von 0,1°. Winkelauslenkungen des Fernrohres, die oberhalb dieses Wertes liegen, werden Bewegungen zur Objektverfolgung zugeschrieben.

Bei der Beobachtung eines bewegten Objektes muss das Fernrohr dem Objekt nachgeführt werden. Für die Nachführbewegung ist die Bildstabilisierung nachteilig, da sie die Verfolgung des Objektes behindert. Der Nachführbewegung können Frequenzen deutlich unterhalb von 0,5 Hz zugeordnet werden, häufig liegen diese sogar unterhalb von 0,1 Hz. Hieraus kann abgeleitet werden, dass die Bildstabilisierung für diesen Frequenzbereich während der Nachführbewegung und in der Bewegungsrichtung der Nachführbewegung zu unterbinden ist.

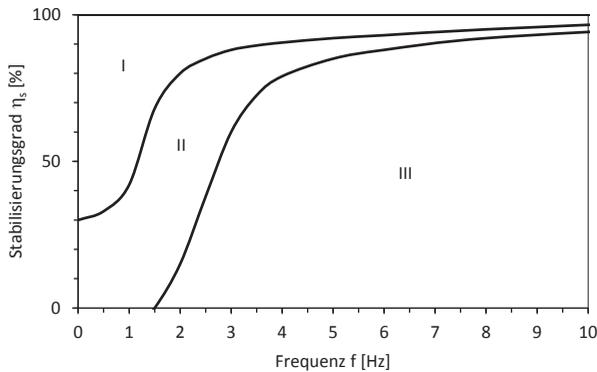


Abb. 2.9: Stabilisierungsgrade für verschiedene Anregungsamplituden

Bereich I	Winkelamplituden $\leq 0,1^\circ$	ruhendes Objekt
Bereich II	Winkelamplituden $> 0,1^\circ$	bewegtes Objekt (langsam)
Bereich III	Winkelamplituden $> 0,5^\circ$	bewegtes Objekt (schnell)

Es wird ein Stabilisierungsgrad innerhalb der Grenzen von Bereich II angestrebt. Die Verfolgung sich schnell bewegendere Beobachtungsobjekte bringt eine Steigerung von Auslenkwinkel und Auslenkgeschwindigkeit mit sich. In diesem Fall ist es sinnvoll, den Frequenzbereich zu erweitern, in dem die Stabilisierung unwirksam ist. Der sich für diese Beobachtungssituation einstellende Stabilisierungsgrad befindet sich im Bereich III. Die ideale Bildstabilisierung in einem Doppelfernrohr ist in der Lage, die vorliegende Beobachtungssituation zu erfassen und den Stabilisierungsgrad entsprechend den zuvor beschriebenen Szenarien anzupassen. Ist das Hinterlegen nur eines Beobachtungsszenarios möglich, so kann eine Kompromisslösung bei Abstimmung des Stabilisierungsgrades für Bereich II gefunden werden.

2.3 Fernrohre mit Bildstabilisierung

Bei der visuellen Beobachtung eines ortsfesten oder ortsveränderlichen Objektes bringt der Benutzer bei vergrößernden handgeführten Geräten Relativbewegungen über das Gehäuse ein, die die Detailerkennbarkeit deutlich mindern. Es muss dabei zwischen gewollten Bewegungen wie bei der Verfolgung eines bewegten Objektes und ungewollten Bewegungen wie dem Handtremor unterschieden werden. Die Bewegung zur Objektverfolgung wird als „Panning“¹³ bezeichnet und weist Frequenzen unterhalb von 1 Hz auf. Anliegen einer jeden Stabilisierungseinrichtung ist es, die störenden Bewegungsanteile, die auf die Ziellinie übertragen werden und damit die visuelle Wahrnehmung beeinträchtigen, zu minimieren. Zur Stabilisierung der Bildlage in einem terrestrischen Doppelfernrohr können Objektiv, Bildumkehrprisma oder Okular verwendet werden. Dabei kann das Element in einer Ebene senkrecht zur Ziellinie verschoben oder um einen Winkel zur Ziellinie verkippt werden. In jedem Fall sind zwei unabhängige Stellbewegungen zur Kompensation der Bildfehlage nötig. Bei terrestrischen Fernrohren wird in der Praxis meist das Bildumkehrsystem herangezogen, bzw. ein zusätzliches Element im Strahlengang platziert, welches den Lichtkegel in gewünschter Weise ablenkt. In Anwendung sind derzeit nur Systeme, bei denen das die Bildlage beeinflussen-

¹³ Panning ist die englischsprachige Bezeichnung für eine Schwenkbewegung.

de optische Element verkippt wird. [Tos02] Ein Grund hierfür ist, dass gegenüber einer Lateralverstellung beim Verkippen eine deutlich geringere Verstellbewegung zum Festhalten der Bildlage benötigt wird. Somit reduziert sich auch der Platzbedarf, den die Verstelleinrichtung im Gerät beansprucht. Eine eingehende Diskussion dieser Thematik erfolgt im Kapitel 4.1. Bei genauer Kenntnis der Störbewegung ($x_{\text{Stör}}$), verursacht durch den Handtremor, kann nach dem Ermitteln der Einstellparameter (x_e) die Stabilisierung in einer offenen Steuerkette betrieben werden. In diesem Fall spricht man von einer passiven Bildstabilisierung (Abb. 2.10 a). Ebenso ist es möglich, Stellparameter (x_e) für die Störbewegung ($x_{\text{Stör}}$) abzuleiten und die tatsächliche Position (x_{Ist}) mit einem vorgegeben Sollwert (x_{Soll}) in einem Regelkreis stetig zu vergleichen. In diesem Fall spricht man von einer aktiven Bildstabilisierung (Abb. 2.10 b). Der Vorteil des Regelkreisbetriebes ist, dass sich verändernde Umweltbedingungen wie Temperatur und Luftfeuchtigkeit oder der Beobachtungsmodus wie die Verfolgung eines bewegten Objektes von der Regelung erfasst und bei der Korrektur berücksichtigt werden können.

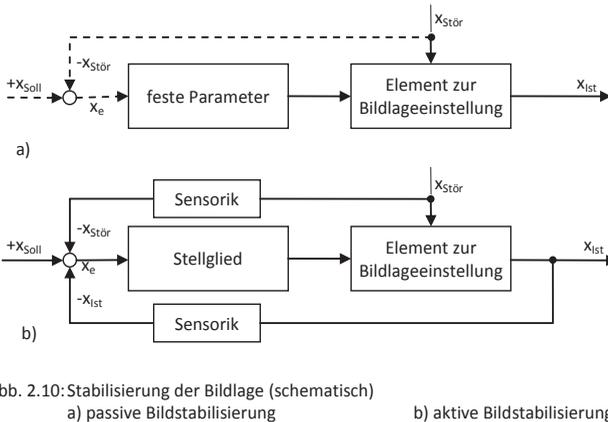


Abb. 2.10: Stabilisierung der Bildlage (schematisch)

a) passive Bildstabilisierung

b) aktive Bildstabilisierung

In den folgenden Abschnitten sollen bekannte Lösungen zu beiden Vorgehensweisen vorgestellt und diskutiert werden.

2.3.1 Passive Bildstabilisierung

Eine passive Lösung für die Stabilisierung der Bildlage ist beispielsweise im Fernglas DF 20x60 T* S aus dem Hause Zeiss anzutreffen. [Wey901], [Wey90], [Wey80] Die Stabilisatoreinheit, die als Trägheitsstabilisator ausgeführt ist und das Kernstück dieses Fernglases bildet, ist in Abb. 2.11 dargestellt. Der Grundgedanke ist, ein optisches Element von den durch den Bediener am Gehäuse eingebrachten Schwingungen zu isolieren. Zur Stabilisierung des Bildstandes wird das Bildumkehrsystem, welches aus Porro-Prismen 2. Art (8) besteht, verwendet. Diese sind am Ende eines gemeinsamen Rahmens (4) befestigt, der in seinem Schwerpunkt kardanisch beweglich um zwei Achsen (X, Y) im Gehäuse (5) des Fernrohres aufgehängt ist. [Kro74], [Mec02] Der Drehpunkt (Koordinatenursprung) der Aufhängung befindet sich in der Mitte des Abstandes von bildseitiger Hauptebene H'_{ob} des Objektivs und objektseitiger Hauptebene H_{ok} des Okulars und sorgt somit für gleiche „optische Hebelverhältnisse“. Die Aufhängung selbst ist als monolithisches Kreuzfedergelenk (6) ausgeführt. In seiner Ruhelage, die der Nulllage entspricht, ist es kraftfrei. Das andere Ende des Rahmens trägt

eine Gegenmasse, die von einem Magnetanker (1) gebildet wird, so dass der Massenschwerpunkt (SP) des Stabilisators mit dem Drehpunkt des Kreuzfedergelenkes (6) zusammenfällt. Zum Feinwuchten befinden sich am Rahmen mehrere gewinneverstellbare Tariermassen (3). Diese sind so angeordnet, dass sich der Stabilisatorrahmen um den Drehpunkt für jede Gebrauchslage ausbalancieren lässt. Der am Stabilisatorrahmen befestigte Magnetanker (1) fungiert mit einer gehäusefesten Platte aus einem elektrischen Leiterwerkstoff (2) als Wirbelstromdämpfer (WSD), der Schwingungen, die sich auf den Stabilisator übertragen, bedämpft. Bei einer Relativbewegung zwischen Leiterplatte (2) und Magnetanker (1) wird durch das sich zeitlich ändernde Magnetfeld in der Leiterplatte (2) eine elektrische Spannung induziert (Induktionsgesetz). Aufgrund des zeitlich veränderten Magnetfeldes und der induzierten Spannung kommt es zu einem Stromfluss im Leitermaterial (Wirbelstrom). Die Wirbelströme erzeugen dabei ein magnetisches Feld, welches auf das ursprüngliche Magnetfeld zurückwirkt und mit seiner feldverdrängenden Wirkung zur Bewegungsbedämpfung des Stabilisators führt. [Kal08] , [Dem04] Die Wirkung des Wirbelstromdämpfers ist vom relativen Geschwindigkeitsunterschied zwischen Fernrohrgehäuse und Stabilisatorbaugruppe abhängig. Für niedrige Frequenzen und Amplituden, wie die des Tremors, ergeben sich geringe Winkelgeschwindigkeiten, die zu einer ebenfalls geringen Bedämpfung des Stabilisators führen. Jedoch reicht dies für die Erzielung des gewünschten Effektes, nämlich ein Übertragen der Störbewegung auf die Stabilisatorbaugruppe zu vermeiden, aus.

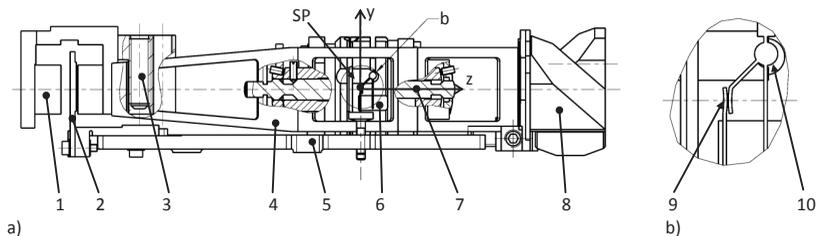


Abb. 2.11: Trägheitsstabilisator des Zeiss DF 20x60 T* S

a) Stabilisatorbaugruppe im Schnitt [Car101]

b) Federgelenkgeometrie

1 Magnetanker (WSD), 2 Leiter (WSD), 3 Tariermasse, 4 Stabilisatorrahmen, 5 Adapter Gehäuseahmen, 6 monolithisches Kreuzfedergelenk, 7 Sperrmechanismus, 8 Porro-Prisma 2. Art, 9 Biegefedergelenk erodiert, 10 Zuführung Erodierdraht, SP Schwerpunkt

Damit die feingliedrigen Gelenke beim Transport keinen Schaden nehmen, lässt sich das Kreuzfedergelenk durch einen Sperrmechanismus (7) arretieren. Dieser friert die Nulllage des Stabilisators solange ein, bis durch eine manuelle Betätigung der Sperrzustand aufgehoben und die Bildstabilisierung damit eingeschaltet wird. Bei Einbringen von Störbewegungen auf das Fernrohrgehäuse infolge des Handtremors führen Objektiv und Okular, die gestellfest mit dem Gehäuse verbunden sind, eine relative Drehbewegung um den Drehpunkt des Kreuzfedergelenkes aus. Das Umkehrprisma verharrt aufgrund der Massenträgheit in seiner Lage unverändert. Dabei trifft ein Strahl, der durch die Knotenpunkte des Objektivs verläuft, nicht mehr senkrecht auf die objektseitige Eintrittsfläche des Prismas, sondern in einem Winkel zur Flächennormalen. Das Bildumkehrprisma besitzt die Eigenschaft, den Betrag des Winkels beizubehalten, jedoch das Vorzeichen umzukehren. Durch die Wahl des neutralen Prismendrehpunktes mittig zwischen den Hauptebenen von Objektiv und Okular wird der

vom Benutzer eingebrachte Kippwinkel, der ohne entkoppeltes Prisma zu einer Bildverlagerung führt, durch das Prisma kompensiert.

Bei Verkipfung von Objektiv und Okular, welche fest mit dem Fernrohrgehäuse verbunden sind, verharrt das im neutralen Drehpunkt kardanisch aufgehängene und vom Gehäuse des Fernrohres entkoppelte Prisma in seiner Position und ermöglicht somit die Invarianz der Bildlage.

Eingehend wird diese Problematik in Kapitel 3.2.1 und 3.2.2 anhand optischer Strahlenverläufe, beruhend auf den Komponenten des Zeiss Conquest 15x45 BT*, besprochen (Abb. 2.4, Abb. 3.6 bis Abb. 3.8). Das Zeiss 20x60 T* S stabilisiert Kippbewegungen bis $\pm 1^\circ$, was für die Kompensation des Handtremors ausreichend ist. [Bau05], [Bau051] Besonders hervorzuheben sind die hohe Abbildungsqualität und die Geräuschemissionsfreiheit, die es für die Tierbeobachtung besonders interessant macht.

2.3.2 Aktive Bildstabilisierung

Für die aktive Bildstabilisierung in terrestrischen Fernrohren gibt es eine ganze Reihe von Ansätzen. Dabei wird das bestehende Umkehrsystem aus Prismen oder Spiegeln verwendet oder es werden zusätzliche Optiken mit prismatischer Wirkung in den Strahlengang gebracht. [Tak02], [Sch92] In der Foto- und Videotechnik wird entsprechend den differierenden Anwendungen ein anderer Weg beschritten. Für die Stabilisierung der Bildlage lassen sich Linsen bzw. Linsenpakete des Objektivs lateral in einer Ebene senkrecht zur optischen Achse verschieben oder im Winkel zur optischen Achse verkippen. In vereinzelt Fällen findet man beide Lösungen in Kombination. Einige Hersteller bewegen statt eines optischen Elementes, welches die Bildlage festhält, den Empfänger lateral. Eine weitere Möglichkeit, die vor Allem in der Videotechnik (Camcorder, Kopierer) genutzt wird, ist die Stabilisierung mittels Software. Doch wird bei dieser Art der Bildstabilisierung das Auflösungsvermögen beschnitten, da Pixel zum Zwecke der Stabilisierung „geopfert“ werden. Da der Schwerpunkt dieser Arbeit bei der visuellen Beobachtung liegt, sind die beiden letztgenannten hier nur der Vollständigkeit halber aufgeführt, ohne dass näher auf sie eingegangen werden soll.

Kreisestabilisierung

Die Bildstabilisierung für Doppelfernrohre mittels eines Kreisels wurde bereits 1972 in den USA von der Firma Fraser-Volpe entwickelt. [Fra] Unabhängig davon entwickelten die Firmen Peleng und Fujinon kreiselstabilisierte Ferngläser. Jedoch sind solch ausgestattete Ferngläser zunächst nur militärischen Zwecken vorbehalten. Im Wesentlichen beruht die Anordnung auf der Entkopplung der Bildumkehrsysteme beider Sehkanäle, die von einem gemeinsamen Rahmen getragen werden und mit einem schnell rotierenden Kreisel beziehungsweise mehreren Kreiseln in verschiedenen Ebenen versehen sind.

Die Drehimpulsachse des rotierenden Kreisels widersetzt sich aufgrund der Drehimpulserhaltung der Lageänderung durch eine von außen einwirkende Kraft. Das Fernglas lässt sich an seinem Gehäuse im Rahmen mechanischer Grenzen bewegen, ohne dass sich die Lage des Bildumkehrsystems ändert. Wird der Kreisel des Fernglases in Betrieb genommen beziehungsweise das Fernglas während der Beobachtung einer kurzzeitigen starken Erschütterung ausgesetzt, so hat dies eine Änderung des Drehimpulses zur Folge und damit eine Änderung der Lage der Ziellinie. Für den Zeitraum der Änderung des Drehimpulses führt der Kreisel

eine Nutationsbewegung¹⁴ aus, diese äußert sich für den Betrachter in einer taumelnden Bildbewegung. [Her99] Durch den Kreiselstabilisator wird während des normalen Gebrauchs eine sehr gute Stabilisierung der optischen Sehachse, selbst für Winkelamplituden von bis zu $\pm 8^\circ$, erreicht. Dies ermöglicht den Einsatz auf bewegtem Untergrund auf einem Schiff oder in einem Hubschrauber. Der Nachteil von kreiselstabilisierten Ferngläsern ist das Mehrgewicht, der hohe Energieverbrauch und die Geräusentwicklung. Damit werden sie zum Zweck der Tierbeobachtung ungeeignet. Eine weiterführende Beschreibung gibt [Rix72] .

Aktive Positionierung

Ein sehr gut geeignetes Vorgehen zur Einflussnahme auf die Bildlage ist, das Bildumkehrsystem aktiv in seiner Lage auszurichten. Dieser Weg wird von der Firma Fujinon beschriftet. Ein Vertreter dieses Prinzips ist das Techno-Stabi 14x40, dessen Aufbau in Abb. 2.12 schematisch wiedergegeben ist. Die Umkehrprismen (5) befinden sich an einem gemeinsamen Rahmen (9), der kardanisch (8, 9) um zwei Achsen kippbar gelagert ist. Der Drehpunkt befindet sich zwischen den beiden Umkehrprismen, möglichst nahe dem Schwerpunkt der Stabilisatoranordnung. Dieser muss jedoch nicht zwingend wie bei der passiven Stabilisierung mit dem halben Abstand der Hauptebenen von Objektiv (7) und Okular (10) zusammenfallen (neutraler Drehpunkt). Der Stabilisator lässt sich von zwei Motoren (1, 11) unabhängig voneinander bewegen, so dass die Umkehrprismen (5) sich um zwei Achsen kippen lassen. Die Stellgröße für die Kippung wird aus der stetigen Messung zweier Drehwinkelsensoren (3, 4) abgeleitet, die die Winkelbeschleunigung des Tremors für die zu steuernden Achsen getrennt aufnehmen. Die korrekte Lage der Stabilisatorbau-gruppe wird durch zwei Positionsensoren (2, 6) überwacht. Auf diese Weise lassen sich Winkelamplituden von bis zu $\pm 5^\circ$ kompensieren, wobei das Stabilisierungsverhalten nicht an das einer Kreiselstabilisierung heranreicht.

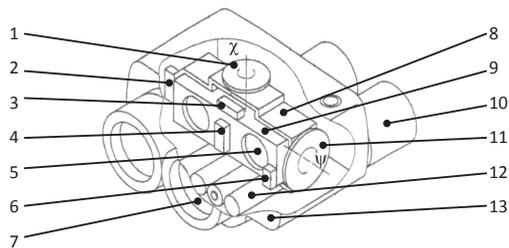


Abb. 2.12: Prinzip des Fujinon Techno-Stabi 14x40

- 1 χ -Motor, 2 ψ -Positionssensor, 3 ψ -Gyroskop, 4 χ -Gyroskop, 5 Prisma, 6 χ -Positionssensor, 7 Objektiv, 8 ψ -Aufhängung, 9 χ -Aufhängung, 10 Okular, 11 ψ -Motor, 12 Batterie, 13 Gehäuse

Für die Beobachtung bewegter Objekte ist die Stabilisierungsfunktion nicht angepasst. Die stabilisierte Sehachse folgt der Bewegung zeitverzögert und behält nach Beendigung der Nachföhrbewegung zunächst ihre Bewegung bei, bis sie auf die neue Lage eingependelt ist. Da nahezu keine Geräusche entstehen, ist dieses Prinzip für die Tierbeobachtung geeignet.

¹⁴ Taumelbewegung um den Schwerpunkt des Stabilisators, durch den Drehimpulsachse und Figurenachsen laufen.

Die zusätzlichen Bauelemente für Aktorik, Sensorik und Energieversorgung erhöhen das Gewicht des Gerätes. Weitere Ausführungen sind in [Tos02] und [Fra84] zu finden.

Prisma mit variabel einstellbarem Keilwinkel

Eine weitere Möglichkeit besteht darin, ein zusätzliches Element in den Strahlengang zu bringen, welches den Strahlkegel definiert ablenkt. Die Firma Canon verwendet dieses Prinzip in ihren Ferngläsern, bei dem ein im Winkel veränderliches Prisma in den konvergenten Strahl zwischen Objektiv und Umkehrsystem gebracht wird. Dieses bezeichnet man auch Vari-Angle-Prism (VAP). Es wird von zwei transparenten, planparallelen Fenstern gebildet, die in geringem Abstand zueinander angeordnet sind. Der Raum zwischen den Fenstern ist mit einer hoch brechenden Immersionsflüssigkeit gefüllt. Damit keine Flüssigkeit verloren geht, sind die Fenster mit einem Faltenbalg verbunden (Abb. 2.13). Jedes der Fenster ist um eine Achse kippbar beweglich gelagert. Dabei liegen die Kippachsen der beiden Fenster orthogonal zueinander. Im Ausgangszustand sind beide Fenster parallel zueinander ausgerichtet und ihre Flächennormalen parallel zur optischen Achse des Systems orientiert (Abb. 2.13 a). Für diese Stellung erfährt das die Fensteranordnung durchsetzende Strahlenbündel keine Ablenkung. Wird eines der Fenster (X) verkippt, so entsteht ein optischer Keil, der den Strahlengang, entsprechend des Kippwinkels sowie der Brechkraft des verwendeten Glases und der verwendeten Immersionsflüssigkeit, um einen bestimmten Winkel ablenkt (Abb. 2.13 b). Durch gleichzeitiges Verkippen des zweiten Fensters (Y) lässt sich das Strahlenbündel in orthogonaler Richtung ablenken. Somit lassen sich beliebige Punkte in der Zwischenbildebene anfahren. Zur Erfassung des menschlichen Tremors werden Drehratensensoren¹⁵ eingesetzt, die die Geschwindigkeitsänderung um zwei Achsen am Gehäuse des Doppelfernrohres erfassen und geeignete Stellgrößen für die Fenster der Vari-Angle-Prism (VAP) beider Sehkanäle ableiten. Auf diese Weise kann die vom Bediener eingebrachte Störbewegung erfasst und kompensiert werden.

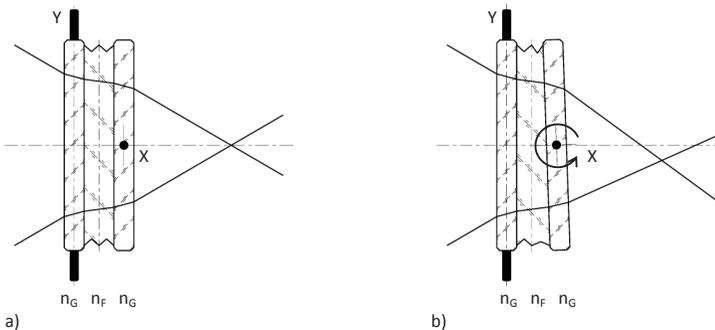


Abb. 2.13: Prinzip Vari-Angle-Prism (VAP) des Canon 15x50 IS All Weather

a) Fenster parallel - keine Strahlablenkung (Nulllage)

b) Fenster verkippt (x) - Strahlablenkung

$n_G < n_F$, n_G - Brechzahl Glasplatte, n_F - Brechzahl Immersionsflüssigkeit

Eine Korrektur der Abbildungsfehler, insbesondere des Farbquerfehlers, wird nur für den Ausgangszustand, in welchem die Fenster parallel zueinander stehen, vorgenommen. Bei

¹⁵ Drehratensensoren erfassen die Drehbeschleunigung und arbeiten nach einem gyroskopischen Prinzip, z. B. unter Ausnutzung des Sagnac-Effektes

eingeschalteter Bildstabilisierung werden sich stetig ändernde Prismenkeilwinkel eingestellt, die um die Nulllage wechseln. Da für die visuelle Beobachtung weißes Licht genutzt wird, ergeben sich für die einzelnen Farbkomponenten verschiedene optische Wege, die für den Betrachter als Farbbränder in Erscheinung treten. Aufgrund der zusätzlichen optischen Ablenk-Einheit ist das Transmissionsvermögen herabgesetzt, was durch ein in seiner Helligkeit reduziertes Bild in Erscheinung tritt. Besonders nachteilig erweist sich dies bei schwachen Umgebungslichtbedingungen. Ebenso erhöht sich durch die zusätzliche Baueinheit, die neben den optischen Elementen Aktoren, Sensoren und die dafür notwendige Energieversorgung umfasst, das Gewicht des Fernglases. Durch das Vari-Angle-Prinzip werden vom Bediener eingebrachte Winkelamplituden von $\pm 0,7^\circ$ kompensiert, womit sich die Verwendung auf unbewegte Plattformen beschränkt. Der Auswertalgorithmus, der im Mikroprozessor hinterlegt ist, erlaubt eine Unterscheidung zwischen dem zu stabilisierenden Handtremor und einer nicht zu stabilisierenden Nachführbewegung (Panning). Dies ermöglicht eine selektive Stabilisierung in Abhängigkeit von Amplitude und Richtung der Bewegung. [Can11] , [Can111]

2.4 Kritische Einschätzung bildstabilisierender Fernrohre

Alle vorgestellten Varianten zur Stabilisierung der Bildlage in Doppelfernrohren gehen auf ein terrestrisches Fernrohr zurück, welches sich in seinem Grundaufbau aus einem astronomischen Fernrohr und einem Prisma zur seitenrichtigen Bildaufrichtung zusammensetzt. Die Wahl des astronomischen Fernrohres erlaubt Vergrößerungen von $\Gamma_\infty > 8$, für die eine Bildstabilisierung erst notwendig ist. Weiterhin wird das Gesichtsfeld in der reellen Zwischenbildebene scharf begrenzt und bietet die Möglichkeit, Messmarken oder Ähnliches in ihr anzubringen. Für die Bildumkehr in einem handgeführten Doppelfernrohr ist die katoptrische Variante mit Prismen gegenüber einer dioptrischen mit Linsen vorzuziehen. Durch die Verwendung von Prismen, die nahe der Zwischenbildebene zwischen Objektiv und Okular angeordnet sind, wird die Baulänge des Fernrohres deutlich verkürzt, da der Strahlengang in den Prismen „aufgewickelt“ wird. Die der Bildstabilisierung in gegenwärtigen Doppelfernrohren zugrunde liegenden Prinzipien wurden bereits in Kapitel 2.3 ausführlich besprochen und sind mit ihren wichtigsten Eigenschaften in Tab. 2.3 aufgeführt. Für die Stabilisierung der Bildlage können unterschiedliche Wege beschritten werden. Eine Möglichkeit besteht darin, durch eine passive oder aktive Relativverkipfung des vorhandenen Prismenumkehrsystems zum Fernrohrgehäuse Einfluss auf die Bildlage zu nehmen. Dieses Vorgehen kommt bei den vorgestellten Prinzipien Massenträgheit (1), Kreisel (2) und Positionierung (3) zur Anwendung. Eine weitere Möglichkeit besteht im Einbringen eines zusätzlichen optischen Elementes in den Strahlengang, beispielsweise einem im Ablenkwinkel einstellbaren Prisma (4), welches Fehlbildlagen aktiv kompensiert. Durch die höhere Anzahl der optischen Flächen steigen jedoch die Reflektionsverluste an und der Transmissionsgrad des Fernglases verringert sich. Alle vorgestellten Varianten, unabhängig von ihrer Funktionsweise, verfügen über ein starres Gehäuse, welches die gemeinsame Stabilisatorbaugruppe, die Bildfehlagen beider Sehachsen kompensiert, beherbergt. Der Pupillenabstand lässt sich dabei nicht wie im klassischen Fernrohrbau üblich über eine Knickbrücke (Abb. 2.4) einstellen, sondern durch Verdrehen der am Gehäuse befestigten Okulare. Diese Gegebenheit steht einer ergonomischen Formgebung und einfachen Bedienung von stabilisierenden Ferngläsern entgegen. Für die aktiven Varianten der Sehachsenstabilisierung in Ferngläsern kann nach dem Einschwingen des Regelkreises ein merklicher Zugewinn an Bildruhe festgestellt werden. Dabei lassen sich im Falle einer Stabilisierung mittels Kreisel (2) oder Positionierung (3) Fehlwinkel-

lagen von $\pm 5^\circ$ und mehr kompensieren, was die Anwendung auf einer bewegten Plattform wie einem Schiff, einem Fluggerät oder einem fahrenden Fahrzeug ermöglicht.

Tab. 2.3: Prinzipien der Bildstabilisierung in Doppelfernrohren

Prinzip		1	2	3	4
Vertreter		Zeiss	Fraser-Volpe	Fujinon	Canon
		20x60 T* S	Navigator 14x40	Techno-Stabi 14x40	All Weather 15x50 IS
Eigenschaft	Einheit	Größen			
Vergrößerung	[-]	20	14	14	15
Eintrittspupille (EP)	[mm]	60	41	40	50
Naheinstellgrenze	[m]	14	k. A.	5	6
Abstand der AP	[mm]	13	14,5	13	14,5
wahres Sehfeld	[°]	3	4,3	4,0	4,5
Sehfeld auf 1000 m	[m]	52	74	87,5	78,75
subjektives Sehfeld	[°]	60	60,2	56	67,5
Austrittspupille (AP)	[mm]	3	3	2,9	3,3
Dioprienabgleich	[dpt]	± 7	± 5	+4/-5	± 3
Fokusverstellung	[-]	zentral	dezentral	dezentral	zentral
Pupillenabstand	[mm]	57 - 73	60 - 75	56 - 73	58 - 76
Dämmerungszahl	[-]	34,6	k. A.	24	26
Auflösung Mitte/Rand	[“]	2,8/7,0	k. A./k. A.	4,7/9,4	3,5/8,8
Transmission Tag/Nacht	[%]	86,9/81,4	k. A./k. A.	80,4/75,7	83,5/79,7
sphärische Abberation	[Streifen]	-0,84	k. A.	-1,42	0,79
Astigmatismus	[Streifen]	0,24	k. A.	1,54	1,24
Koma	[Streifen]	1,43	k. A.	2,30	3,01
Art	[-]	passiv	aktiv	aktiv	aktiv
Aktivierung	[-]	Knopf	Knopf	zwei Knöpfe	Knopf
Regelung/Steuerung	[-]	Mechanik ¹⁶	Mikroprozessor	Mikroprozessor	Mikroprozessor
Sensorik	[-]	-	-	Gyro/Position	Gyro
Aktorik	[-]	-	Kreisel	Direktantrieb	Motor
Sehkanäle	[-]	gemeinsam	gemeinsam	gemeinsam	„gemeinsam“
Tremor/Panning	[-]	ja/nein	ja/nein	ja/nein	ja/ja
Kompensation	[°]	± 1	± 8	± 5	$\pm 0,7$
Energiequelle	[-]	-	2 AA/extern	4 AA	2 AA
Stromverbrauch	[mA]	-	250	275	250
Geräuschemission	[-]	-	hoch	gering	gering
Einsatztemperatur	[°C]	-25 bis 55	-10 bis 40	-10 bis 50	-10 bis 45
Abmessung (l/b/h)	[mm]	275/161/78	210/190/89	186/148/86	152/193/81
Gewicht	[g]	1660	2040	1300	1200
Wasserdichtheit	[-]	Spritzwasser	wasserdicht	wasserdicht	Spritzwasser
Anwendung	[-]	Jagd	Polizei/Zoll	Polizei/Zoll	Jagd
Allgemein		Ornithologie	Militär	Militär	Ornithologie
		Astronomie	Küstenwache	Küstenwache	Freizeit
		Sport	Hubschrauber	Sport	Sport

Allein die mit einem Vario-Angle-Prism (4) ausgestatteten Systeme von Canon bieten die Möglichkeit, die Stabilisierung bei einer Nachführbewegung zur Objektverfolgung (Panning) zu unterdrücken. Jedoch wird der Seheindruck bei aktiven Systemen durch die relativ hohen Abbildungsfehler, insbesondere Farbquerfehler, getrübt. Diese treten als Folge der starken Relativverkipfung der Prismen (2, 3) auf oder werden durch die prismatische Wirkung des Vari-Angle-Prism (4) hervorgerufen. Weiterhin ist die Funktionsfähigkeit aktiver Systeme

¹⁶ Anordnung nach dem Prinzip eines am Fußpunkt fremderregten, gedämpften Schwingers

gebunden an das Vorhandensein einer elektrischen Energiequelle. Bei Verwendung der Kreiselstabilisierung emittiert diese Geräusche, die einer Verwendung für Jagd und Tierbeobachtung im Wege stehen.

Das passive Bildstabilisierungssystem, welches nach dem Prinzip einer Trägheitsstabilisierung (1) arbeitet, verfügt selbst bei eingeschalteter Stabilisierung über eine sehr hohe Abbildungsqualität. Ein Vorzug gegenüber den aktiven Systemen ist darin zu sehen, dass die Stabilisierung der Bildlage ohne die Notwendigkeit zusätzlicher Energiequellen fortwährend gegeben ist. Aufgrund der dem mechanischen System eingeprägten Eigenschaften werden nur Frequenzanteile des Handtremors stabilisiert, die oberhalb der Resonanzfrequenz des fremderregten Schwingers liegen. Dies ist ausreichend, um bei der höchsten Vergrößerung im Vergleichsfeld die Bildruhe deutlich zu verbessern. Jedoch wird nicht der Kompensationsgrad einer aktiven Bildstabilisierung erreicht. Der maximale Kompensationswinkel von $\pm 1^\circ$ ist für eine Verwendung auf festem Untergrund und zum Ausgleich der vom Bediener eingebrachten Handunruhe geeignet. Aufgrund seiner ausgezeichneten Abbildungsqualität und geräuschlosen Funktionsweise ist es für die Tierbeobachtung (Ornithologie) besonders interessant. Einen Mangel stellt die fehlende Robustheit des monolithischen Kreuzfedergelenkes, an welchem die Stabilisatorbaugruppe im Doppelfernrohrgehäuse kardanisch aufgehängt ist, gegenüber Stoßbelastungen dar, wie sie im alltäglichen Gebrauch anzutreffen sind. Der erreichbare Stabilisierungsgrad η_S für Systeme, die nach dem Prinzip der Trägheitsstabilisierung (1), der Positionierung (3) und eines in seinem Keilwinkel einstellbaren Prismas (4) arbeiten, ist für den interessanten Frequenzbereich von ein bis zehn Hertz in Abb. 2.14 dargestellt.

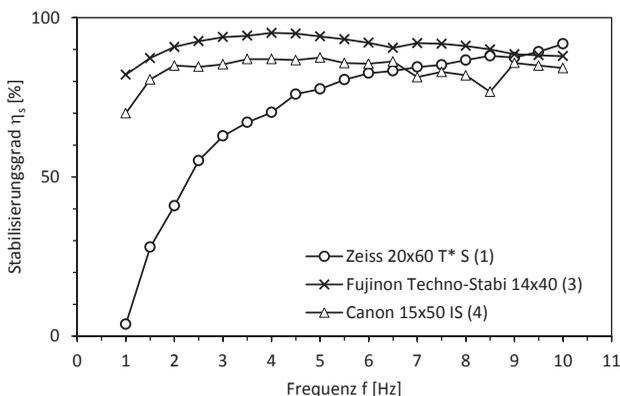


Abb. 2.14: Prinzipien bildstabilisierender Fernrohre im Vergleich

Stabilisierungsgrad bei harmonischer Anregung mit einer konstanten Winkelamplitude von $0,1 \text{ Grad}^{19}$, welche typisch für die menschliche Handunruhe ist.

Für ein System, beruhend auf dem Prinzip der Kreiselstabilisierung (2), konnte der Stabilisierungsgrad nicht ermittelt werden, da ein entsprechender Datensatz beziehungsweise ein Gerät, mit dem die Messungen hätten durchgeführt werden können, nicht zur Verfügung stand. Die Messwertaufnahme erfolgte bei harmonischer Anregung mit der für die menschliche Handunruhe typischen Winkelamplitude von $0,1 \text{ Grad}^{19}$. Bei quasistatischer Anregung zeigt das passive System (1) einen sehr geringen Stabilisierungsgrad. Dieser ist durch das Resonanzverhalten des mechanischen Schwingers begründet und liefert die Erklärung, wes-

halb Nachführbewegungen (Panning) keine Stabilisierung erfahren. Für Frequenzen oberhalb der Resonanzfrequenz verläuft die Kurve monoton steigend und strebt asymptotisch gegen einen Stabilisierungsgrad von 100 Prozent. So erreicht der Stabilisierungsgrad bei 2,5 Hertz 40 Prozent und bei 8 Hertz über 90 Prozent.

Die aktiven Systeme (3, 4) weisen bei quasistatischer Anregung einen Stabilisierungsgrad von 70 Prozent und mehr auf. In der Elektronik des mit einem Vari-Angle-Prism (4) ausgestatteten aktiven Systems ist eine Logik hinterlegt, die bei Auslenkwinkeln ($> 0,5$ Grad), welche einer Nachführbewegung zuzuordnen sind, die Stabilisierung im Frequenzbereich unterhalb von 2 Hertz abzuschalten. Für die aktiv geregelten Bildstabilisierungssysteme wird ein nahezu konstanter Stabilisierungsgrad im untersuchten Frequenzbereich erreicht, der über 80 Prozent liegt. Für Frequenzen oberhalb von 5 Hertz zeigt der Kurvenverlauf ein leicht rekursives Verhalten. Die auf Massenträgheit beruhende passive Stabilisierung ist bei höheren Frequenzen jeder aktiven Variante überlegen.

Das Potential einer passiven Bildstabilisierung ist noch nicht vollends ausgeschöpft. Durch eine Anhebung des Stabilisierungsgrades für den Frequenzbereich bis 5 Hertz kann das Stabilisierungsverhalten zur Kompensation der Bewegungsunruhe optimiert werden. Weiterhin ist es denkbar, ein unterschiedliches Stabilisierungsverhalten für verschiedene Auslenkwinkel zu hinterlegen. Auf diese Weise wird dem System eine gewisse Intelligenz aufgeprägt, die es ermöglicht, die Stabilisierung für die Beobachtung eines ruhenden und eines bewegten Objektes anzupassen. Ein Vergleich zwischen passiv und aktiv bildstabilisierenden Systemen wird in Tab. 2.4 vorgenommen.

Tab. 2.4: Vergleich passiver und aktiver Bildstabilisierung
Wertung: -1 negativ, 0 neutral, 1 positiv

Kriterien	passiv		aktiv	
	Bemerkung	Wert	Bemerkung	Wert
Abbildungsfehler ¹⁷	gering	1	erhöht	0
Stabilisierung Tremor/Panning	ja/teilweise	1	ja/teilweise	1
Geräusche	nein	1	ja	0
Energiequelle	nein	1	ja	-1
Kompensationswinkel	fester Untergrund	0	bewegter Untergrund	1
Summe	-	4	-	1

Für die beabsichtigten Hauptanwendungsgebiete Astronomie, Sport und Naturbeobachtung eignet sich das Prinzip einer Trägheitsstabilisierung (1) besonders. Es bildet den Ausgangspunkt für die in dieser wissenschaftlichen Arbeit angestellten weiterführenden Betrachtungen zur Bildstabilisierung in Doppelfernrohren. Der Fokus liegt dabei auf der Auslegung einer passiven Bildstabilisierung, um deren Effizienz zielgerichtet zu steigern.

¹⁷ Besitzt Gültigkeit für bekannte und auf dem Markt befindliche Systeme.

3 Kriterien

Die Basis für eine zielgerichtete Entwicklung einer Trägheitsstabilisierung in einem Doppelfernrohr bildet die genaue Kenntnis der Einflussparameter und deren Wirkung auf das Stabilisierungsverhalten. Weiterhin sind die theoretischen Grenzen einer passiven Bildstabilisierung abzuschätzen, um einen Lösungskorridor aufzuzeigen, indem eine für die Praxis taugliche Lösung gefunden werden kann. Hierzu werden im Vorfeld Experimente und Simulationen durchgeführt, um einerseits genauere Erkenntnisse über die Störgröße, die Bewegungsunruhe, zu erhalten und andererseits eine geeignete optische Anordnung zur Stabilisierung der Bildlage sowie eine analytische Beschreibung des mechanischen Modells zu finden. Für die Entstehung eines Demonstrators, an dem die Funktionsweise nachgewiesen werden soll, werden Kriterien zur

- Physiologie der Bewegungsunruhe (Tremor)
- Auswahl und Anordnung bildstabilisierender Optik
- Erstellung eines analytischen Modells

näher untersucht. Hierbei erfolgt eine Analyse des Frequenzspektrums der störenden Winkelbewegungen. Die daraus gewonnenen Erkenntnisse fließen in die Auswahl und Anordnung der optischen Komponenten zur Bildstabilisierung ein und gestatten eine Optimierung der Abbildungsleistung. Für die getroffene Auswahl lässt sich eine Modellbeschreibung finden, anhand welcher der Einfluss verschiedener Parameter auf den Stabilisierungsgrad untersucht werden kann. Das Resultat, der in diesem Kapitel angestellten Betrachtungen, liefert die Randbedingungen für ein Startmodell, an dem weiterführende experimentelle Untersuchungen vorgenommen werden können.

3.1 Physiologie der Bewegungsunruhe

Die Leistungsfähigkeit eines Fernrohres wurde anfänglich durch seine Vergrößerung und die Qualität der im Gerät verbauten optischen Komponenten bestimmt, die durch die fortschreitende Entwicklung von Modellierung der optischen Abbildung, Werkstoffen sowie Herstellungs- und Montagetechnologien getrieben wurde. Die Detailerkennbarkeit hochwertiger Doppelfernrohre, insbesondere mit hoher Vergrößerung ($\Gamma' \geq 8$), ist heute hauptsächlich durch die auf das Fernrohr übertragene Bewegung, verursacht durch die Bewegungsunruhe oder einen bewegten Untergrund, begrenzt. Um die Bildqualität von Beobachtungsinstrumenten über diese Grenzen hinaus zu steigern, werden Einrichtungen zur Bildstabilisierung verwendet. Bevor die Beschaffenheit einer solchen Kompensationsanordnung festgelegt werden kann, ist eine genaue Kenntnis der Störbewegung unerlässlich. Von zentralem Interesse ist die vom Beobachter auf das Fernrohr übertragene Bewegung, die im Folgenden näher betrachtet werden soll. Das Hauptaugenmerk richtet sich dabei auf die Punkte:

- Einfluss der Beobachtungshaltung
- Einfluss verschiedener Beobachter
- Amplituden- und Frequenzcharakteristik der Bewegungsunruhe
- Vorzugsrichtung der Bewegungsunruhe

Von den Betrachtungen ausgeschlossen werden Störbewegungen durch einen sich bewegenden Untergrund, wie dies bei Land-, Wasser- oder Luftfahrzeugen der Fall ist. Eine Unter-

suchung der Nachföhrbewegung zur Verfolgung eines bewegten Objektes erfolgt in diesem Zusammenhang nicht. In der Literatur werden übereinstimmend der Nachföhrbewegung Frequenzen im Bereich bis 0,1 Hertz zugeordnet. [Deu97]

3.1.1 Beschreibung der Experimentierbedingungen

Für die Charakterisierung, der während der Freihandbeobachtung auf das Doppelfernrohr übertragenen Störbewegung, sind die Winkelbewegungen um die X- und Y-Achse zu erfassen. Die umgesetzte Versuchsanordnung ist schematisch in Abb. 3.1 gezeigt. Sie umfasst eine Zielscheibe (1), welche in einem Abstand, größer als die Naheinstellgrenze des verwendeten Doppelfernrohres, vom Beobachter (4) entfernt angebracht ist. Es wurde ein Abstand von 18 m zwischen Zielscheibe (1) und Beobachter (4) festgelegt. Das feststehende Ziel besteht aus einer Anordnung gleichverteilter konzentrischer Ringe mit dem maximalen Durchmesser der äußeren Kontur d_z . Der Beobachter (4), welcher sich auf einem unbewegten Untergrund befindet, visiert das Ziel durch das Doppelfernrohr (3) in der Weise an, sodass sich in der Mitte des Gesichtsfeldes das Zentrum der Zielscheibe befindet. Am Gehäuse des Doppelfernrohres ist ein Laser fixiert. Dieser wurde im Vorhinein so justiert, dass der von ihm erzeugte Leuchtfleck in einer Zielentfernung z_B mittig im Gesichtsfeld erscheint. Im Abstand z_K zur Zielscheibe befindet sich eine Kamera (2), die mit einem verzeichnungsfreien Weitwinkelobjektiv ausgestattet ist, welches die Zielscheibe scharf auf der Sensorfläche abbildet. Die optische Achse des Objektivs ist senkrecht zur Zielscheibe und parallel versetzt zur Ziellinie des Beobachters ausgerichtet. Der Versatz verhindert eine Abschattung des Laserbündels, so dass der Leuchtfleck jede Position innerhalb des Durchmessers d_z auf der Zielscheibe einnehmen kann.

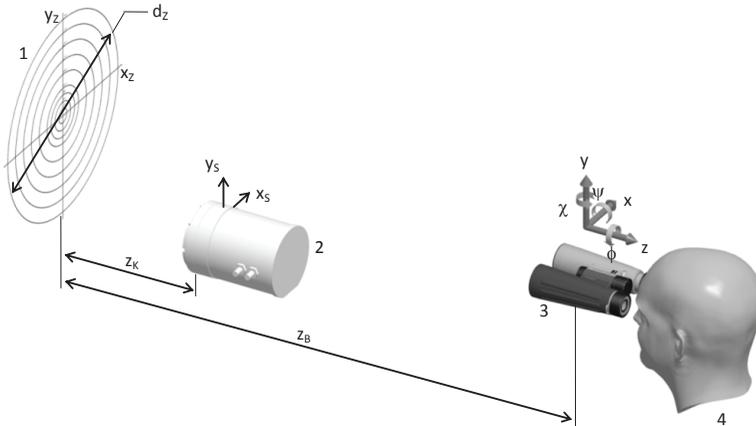


Abb. 3.1: Charakterisierung der Bewegungsunruhe für die Winkel ψ und χ
 1 Zielgeometrie, 2 Kamera mit Weitwinkelobjektiv, 3 Doppelfernrohr mit Laser, 4 Beobachter
 $z_K = 1$ m, $z_B = 18$ m, $d_z = 0,35$ m
 [Car112]

Bevor die eigentlichen Messungen vorgenommen werden können, ist eine Normierung der Aufnahme nötig, um den aufgenommenen Videodateien später die realen Bewegungsgrößen zuordnen zu können. Hierzu wird ein Bild der Zielscheibe von der Kamera aufgenom-

men. Der verwendete Normierungsfaktor ϑ_1 ergibt sich aus dem Verhältnis von Kreisdurchmesser auf der Sensorfläche d_s zum realen Kreisdurchmesser d_z der äußeren Zielgeometrie und wird durch nachfolgenden Zusammenhang beschrieben.

$$\vartheta_1 = \frac{d_s}{d_z} \quad 3.1$$

Für die Messung sind die Beobachter angehalten, den Leuchtfleck mittig auf die Zielgeometrie auszurichten und diesen Zustand für eine Minute beizubehalten. Da der Beobachter dabei durch das Fernglas das Wandern des Leuchtfleckes gegenüber der Zielmitte beobachten kann, wird eine Beobachtungshaltung eingenommen, wie sie im normalen Gebrauch vorkommt. Während dieser Zeit nimmt die Kamera die Spur des Leuchtfleckes auf und speichert diese in einer Videodatei ab. Diese Prozedur wird für zwei Testszenarien, welche jeder Proband durchläuft, durchgeführt. Im Testszenario T1 nimmt der Proband eine sitzende Beobachtungshaltung ein und stützt seine Arme auf einem Tisch ab. Der Proband im Testszenario T2 nimmt eine freihändig stehende Beobachtungshaltung ein. Durch dieses Vorgehen ist eine Bestimmung des Anteils der Bewegungsruhe in Abhängigkeit vom Beobachtungsfall möglich. Es wird erwartet, dass für die freihändig stehende Beobachtung die Amplituden größer und in einem weiteren Frequenzbereich verteilt sind wie bei der sitzend aufgestützten Beobachtung. Darüber hinaus sind weitere Testszenarien denkbar, bei denen der Proband eine liegende, hockende oder kniende Beobachtungsposition einnimmt beziehungsweise vor der Messung einer körperlichen Belastung ausgesetzt wird. Jedoch wurde bewusst von weiteren Tests Abstand genommen, da dadurch kaum mit einem zusätzlichen Erkenntnisgewinn zu rechnen ist und der Aufwand in vertretbaren Grenzen gehalten werden soll. Zum Probandenkreis gehören insgesamt 23 Personen unterschiedlichen Alters und Geschlechts, die in drei Gruppen aufgeteilt werden. Die Zusammensetzung der einzelnen Gruppen geht aus Tab. 3.1 hervor.

Tab. 3.1: Verteilung der Probanden auf Gruppen und Tests
 T1 - Beobachtungsposition: sitzend, abgestützt
 T2 - Beobachtungsposition: stehend, freihändig

		Probandengruppen (23)		
		P1 (7) < 30 Jahre weiblich/männlich	P2 (9) 30 - 45 Jahre weiblich/männlich	P3 (7) > 45 Jahre weiblich/männlich
Test	T1	3/4	2/7	3/4
	T2	3/4	2/7	3/4

Der Ablauf der Tests sowie die Umgebungslichtbedingungen wurden während der gesamten Versuchsreihe konstant gehalten, um gleiche Bedingungen zu schaffen, die einen Vergleich der Ergebnisse miteinander ermöglichen. Vor Beginn der Tests wurde jeder Proband mit der Bedienung des Doppelfernrohres vertraut gemacht, so dass er es optimal an seine Sehverhältnisse anpassen konnte. Weiterhin erfolgte eine genaue Einweisung in den Messablauf. Die Probanden befanden sich in einem erholten Zustand (Normalpuls), ohne unmittelbar zuvor einer körperlichen Anstrengung ausgesetzt gewesen zu sein. Ein möglicher Einfluss des Herzschlages im Frequenzspektrum, ist bei einer Frequenz von zirka einem Hertz zu erwarten. Dabei wird von einem Normalpuls von 70 Schlägen pro Minute ausgegangen. Der Einfluss der Atmung liegt bei 0,25 Hertz. Dieser Annahme liegt eine Atemfrequenz mit 15 Atemzügen pro Minute zugrunde. Die Angaben beziehen sich auf einen gesunden Erwachsenen.

3.1.2 Auswertung der Versuchsreihe

Die gespeicherte Bewegungsspur wird für jeden Probanden und jedes TestszENARIO analysiert. Dabei erfolgt eine Zerlegung des Videos in fortlaufende einzelne Bilder anhand der Bildwiederholrate¹⁸ der Aufnahme. Die Messungen wurden mit einer Bildwiederholrate von 40 Bildern pro Sekunde durchgeführt. Für jedes Bild wird der geometrische Schwerpunkt des Leuchtflecks bestimmt. Die Lage des Schwerpunktes auf der Sensorfläche kann durch eine X- und eine Y-Koordinate beschrieben werden, die in ihrer Ausrichtung mit dem Koordinatensystem des Beobachters übereinstimmen (Abb. 3.1). Die Schwerpunktkoordinaten aller Bilder eines Videos ergeben die Bewegungsspur, welche der Leuchtfleck zurückgelegt hat. In einem folgenden Schritt wird der Mittelwert aller Schwerpunktkoordinaten gebildet und zum Koordinatenursprung erklärt. Den Winkelauslenkungen des Doppelfernrohres ψ und χ lassen sich durch diese Vereinbarung Ablagen auf der Sensorfläche zuweisen. Dabei können Ablagen in Y_S -Richtung einer ψ -Winkelbewegung (Rotation um X) zugeordnet werden und Ablagen in X_S -Richtung einer χ -Winkelbewegung (Rotation um Y). Die Berechnung der Winkelbewegungen des Doppelfernrohres ist somit unter Verwendung des bereits eingeführten Normierungsfaktors ϑ_1 und der Kenntnis des Abstandes zwischen Zielscheibe und Beobachter z_B möglich. Der Zusammenhang geht aus den Gleichungen 3.2 und 3.3 hervor.

$$\psi_a = \arctan\left(\frac{\vartheta_1 \cdot Y_S}{z_B}\right) \quad 3.2$$

$$\chi_a = \arctan\left(\frac{\vartheta_1 \cdot X_S}{z_B}\right) \quad 3.3$$

Die Bewegungsspuren eines ausgewählten Probanden (8) sind zur Verdeutlichung des Vorgehens für beide TestszENARIEN beispielhaft in Abb. 3.2 a und Abb. 3.2 b dargestellt. Der Auslenkwinkel im Testfall T1, für eine sitzend abgestützte Beobachtungshaltung, umfasst eine Winkelspanne, welche 15 Winkelminuten nicht übersteigt. Eine Vorzugsrichtung, bei welcher eine Winkelrichtung stärker gegenüber der anderen ausgeprägt ist, kann nicht festgestellt werden (Abb. 3.2 a). Durch die gewählte Beobachtungsposition werden nur Störwinkel auf das Gehäuse des Doppelfernrohres übertragen, die durch das Muskelzittern von Händen und Unterarmen herrühren. Die Auslenkwinkel im Testfall T2, für eine stehend freihändige Beobachterposition, weisen deutlich höhere Werte auf. Weiterhin zeigen sich deutliche Unterschiede der Winkelauslenkungen beider Tremorwinkel. So umfasst der Winkelbereich für ψ eine Bewegungsspanne von 38 Winkelminuten, während der Winkelbereich für χ eine Spanne von 22 Winkelminuten beinhaltet (Abb. 3.2 b). Die Winkelkomponenten unterscheiden sich somit um 70 Prozent voneinander. Eine Erklärung für den deutlichen Anstieg der Auslenkwinkel kann durch die eingenommene Beobachtungshaltung gefunden werden. Die Störbewegung wird vor allem durch Muskelkontraktion auf das Doppelfernrohr übertragen. Maßgebend für die Größe der Bewegungsunruhe sind Anzahl und anatomische Lage der beteiligten Muskeln. Dabei werden für die TestszENARIEN T1 und T2 ganz unterschiedliche Muskelgruppen zur Stützung des Fernrohres herangezogen. Dies äußert sich im Testfall T2 in einer Taumelbewegung des Oberkörpers, wobei die vor- und rückwärtige Bewegungsrichtung, welche den Rotationswinkel ψ beeinflusst, dominiert. Der Grund für die unterschiedliche Ausprägung der Bewegung ist in der menschlichen Anatomie begründet.

¹⁸ Die Bildwiederholrate gibt an wie viele Bilder in einer Sekunde aufgenommen werden und wird in frames per second [fps] angegeben.

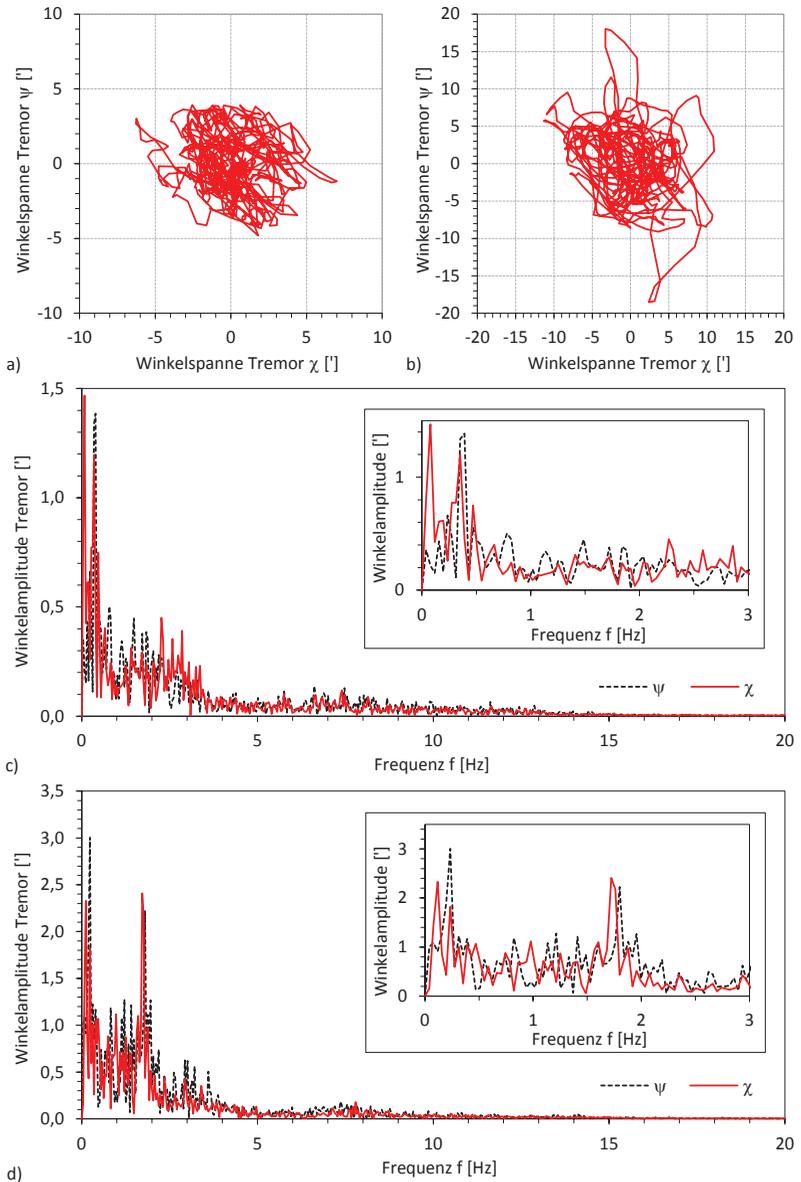


Abb. 3.2: Aufzeichnung der menschlichen Bewegungsruhe (Tremor) exemplarische Betrachtung für Proband 8 (Dirk Dobermann)
 a) Bewegungsspur T1 (sitzend, abgestützt) b) Bewegungsspur T2 (stehend, freihändig)
 c) Frequenzspektrum T1 (sitzend, abgestützt), Frequenzbereich bis 3 Hertz vergrößert
 d) Frequenzspektrum T2 (stehend, freihändig), Frequenzbereich bis 3 Hertz vergrößert

Aus den Schwerpunktkoordinaten einer Bildreihe wird mittels Fast Fourier Transformation (FFT) das Spektrum der Winkelauslenkungen berechnet. Die zu den zuvor besprochenen Bewegungsspuren zugehörigen Spektren sind in Abb. 3.2 c und Abb. 3.2 d dargestellt. Dabei ist der interessante Frequenzbereich von null bis drei Hertz noch einmal vergrößert ausgewiesen. Dem Diagramm ist zu entnehmen, dass die Amplituden mit steigenden Frequenzen exponentiell abnehmen. So tragen Frequenzen oberhalb von zehn Hertz kaum zur störenden Winkelbewegung bei. Das Spektrum unterhalb von fünf Hertz unterscheidet sich für die beiden Testfälle deutlich voneinander. Für das Testscenario T1 (sitzend, abgestützt), welches in Abb. 3.2 c gezeigt wird, werden Spitzen der Amplituden bei 1,5 Winkelminuten und Frequenzen unterhalb 0,5 Hertz für beide Winkelauslenkrichtungen erreicht. Die Maxima für ψ und χ liegen dabei nur wenige zehntel Hertz voneinander entfernt. Im Frequenzbereich von 0,5 Hertz bis 3 Hertz liegen einzelne Amplituden bei 0,5 Winkelminuten. Danach fallen die Amplituden rasch unter die Grenze von 0,1 Winkelminuten und tragen nur in einem sehr geringen Maße zur Störbewegung bei. Die für das Testscenario T2 (stehend, freihändig) gemessenen Amplituden weisen deutlich höhere Werte auf. Diese lassen sich der Darstellung in Abb. 3.2 d entnehmen. Für die ψ -Auslenkung wird hierbei ein Wert von 3 Winkelminuten erreicht. Dieser übersteigt die Auslenkung für χ mit 2,5 Winkelminuten deutlich und bestätigt die bereits beim Vergleich der Winkelspannen getroffene Feststellung zur Freihandbeobachtung. Die Hauptmaxima treten wiederum bei Frequenzen unterhalb von 0,5 Hertz auf und liegen nahe beieinander. Weiterhin tritt ein Nebenmaximum bei 2 Hertz auf, welches ebenfalls eine Amplitude von 2,5 Winkelminuten erreicht. Zwischen den beiden charakteristischen Maxima bilden sich Amplituden von 1,5 Winkelminuten aus. Oberhalb des Nebenmaximums werden maximale Winkelamplituden von 0,5 Winkelminuten erreicht.

3.1.3 Ergebnisse der Versuchsreihe

Die Vermessung eines einzelnen Probanden bietet jedoch keinerlei statistische Sicherheit, da individuell erhebliche Unterschiede auftreten. So sind nicht zuletzt persönliche Merkmale und die jeweilige Tagesform der Testperson ausschlaggebend für die sich einstellenden Resultate. Aus diesem Grund ist es sinnvoll, eine möglichst große Gruppe von Testkandidaten (Probanden) zu vermessen. Um den Aufwand in einem annehmbaren Rahmen zu halten, wurde die Anzahl auf 23 Probanden beschränkt, die entsprechend ihres Alters auf drei Gruppen verteilt sind (Tab. 3.1). Die Frequenzspektren aus den Messungen aller Probanden sind für den Beobachtungszustand T1 (sitzend, abgestützt) in Abb. 3.3 a und für den Beobachtungszustand T2 (stehend, freihändig) in Abb. 3.3 b zu finden. Hierbei erfolgte die Auswertung der beiden Winkelkomponenten ψ und χ getrennt. Die zuvor diskutierten Spektren einer einzelnen Testperson (8) zeigen tendenziell einen ähnlichen Verlauf (Abb. 3.2 c und Abb. 3.2 d). Für den Beobachtungszustand T1 weisen die Mittelwerte der beiden Winkelkomponenten keine signifikanten Unterschiede auf. Ebenso zeigen sich keine nennenswerten Differenzen für die Maximal- und Minimalwerte, die als einhüllende Extremwertkurven die Mittelwerte umschließen. Hieraus kann geschlossen werden, dass für die sitzend abgestützte Beobachterposition beide Winkelkomponenten gleich stark ausgeprägt sind. Die Mittelwerte der Winkelamplituden erreichen im Frequenzbereich unterhalb 0,3 Hertz 0,8 Winkelminuten. Anschließend nähern diese sich asymptotisch der Abszisse, so dass für Frequenzen oberhalb von 5 Hertz keine nennenswerten Ausschläge feststellbar sind. Die Maximalwerte erreichen eine Winkelamplitude von 4,5 Winkelminuten bei einer Frequenz von zirka 0,1 Hertz. Ein weiteres Maximum bildet sich bei einer Frequenz von 2,5 Hertz aus und besitzt eine Winkelamplitude von 2,5 Winkelminuten. Zwischen diesen beiden Frequenzen

erreicht die Winkelamplitude Werte von 1,5 Winkelminuten. Für Frequenzen über 2,5 Hertz flacht die Kurve rasch ab und zeigt oberhalb von 10 Hertz nahezu keine nennenswerten Ausschläge.

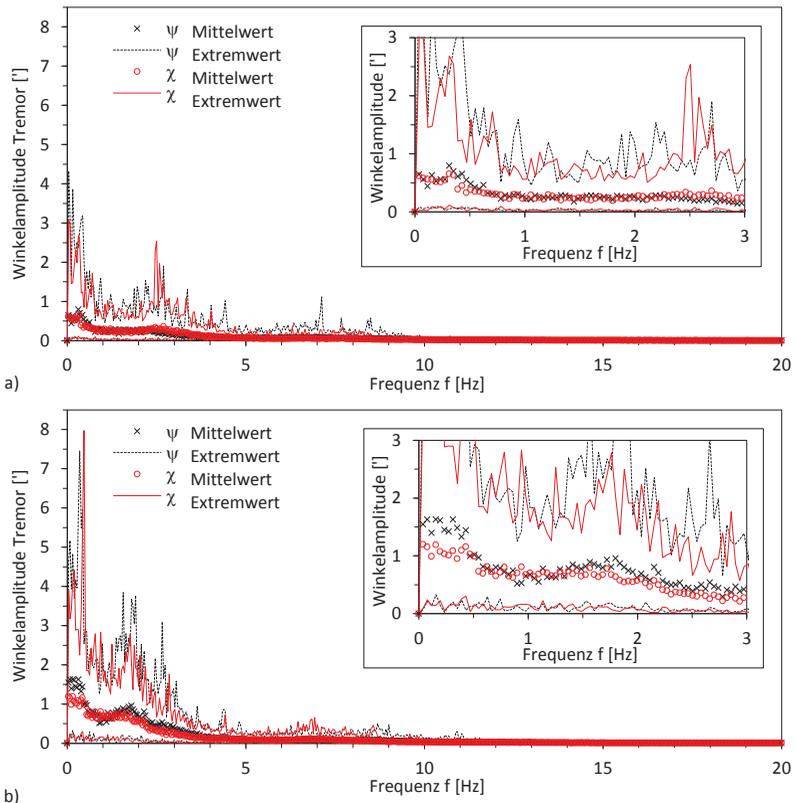


Abb. 3.3: Frequenzspektrum für die Winkelamplituden ψ und χ
 Summenspektrum aller Probanden, Frequenzbereich bis 3 Hertz vergrößert
 a) T1 - sitzend, abgestützt
 b) T2 - stehend, freihändig
 [Dob091]

Ein abweichendes Verhalten zeigt sich wie bei den Tests mit einer Einzelperson für den Beobachtungszustand T2 (Abb. 3.3 b). Auch hier weisen sowohl die Mittelwerte, als auch die Einhüllende merklich höhere Amplituden auf. Dabei unterscheiden sich die Komponenten für ψ - und χ -Richtung in der Größe ihrer Amplituden und der spektralen Verteilung deutlich voneinander. So werden für die ψ -Richtung bei Frequenzen unterhalb 0,3 Hertz Winkelamplituden im Mittel von 1,6 Winkelminuten erreicht, während im gleichen Frequenzbereich die mittlere Amplitude für die χ -Richtung lediglich 1,2 Winkelminuten erlangt und damit einen um 25 Prozent geringeren Ausschlag besitzt. Die Kurven der Maximalwerte zeigen sehr hohe Amplituden im Spektrum bei 0,4 Hertz. Dabei werden für beide Komponenten maximale Amplituden bis zu 8 Winkelminuten erreicht. Eine weitere Amplitudenüberhöhung von 4 Winkelminuten tritt für die ψ -Komponente bei zirka 2 Hertz (Nebenmaxima) auf, während

die Amplituden der χ -Komponente mit steigender Frequenz monoton fallen. Bei der Frequenz des Nebenmaximas weist die Amplitude einen um 35 Prozent geringeren Wert auf. Aus dem Spektrum ist ersichtlich, dass alle Frequenzen unterhalb 10 Hertz Winkelamplituden über 0,5 Winkelminuten zeigen und deshalb zu stabilisieren sind. Die hauptsächlich in Erscheinung tretenden Amplituden, welche die Bildruhe negativ beeinflussen, liegen unterhalb von 5 Hertz. Für die gesamte Gruppe von Probanden konnten keine Auswirkungen des Pulsschlages (1 Hertz) oder der Atmung (0,25 Hertz) im Frequenzspektrum nachgewiesen werden. Es kann davon ausgegangen werden, dass ihr Einfluss so gering ist, dass er zu vernachlässigen ist.

Die Spektren der Gesamtwinkelauslenkung, die sich aus der geometrischen Summe der Winkelamplituden der Komponenten ψ und χ ergeben, sind für beide Testszenarien und die Gesamtheit der Probanden in Abb. 3.4 gezeigt.

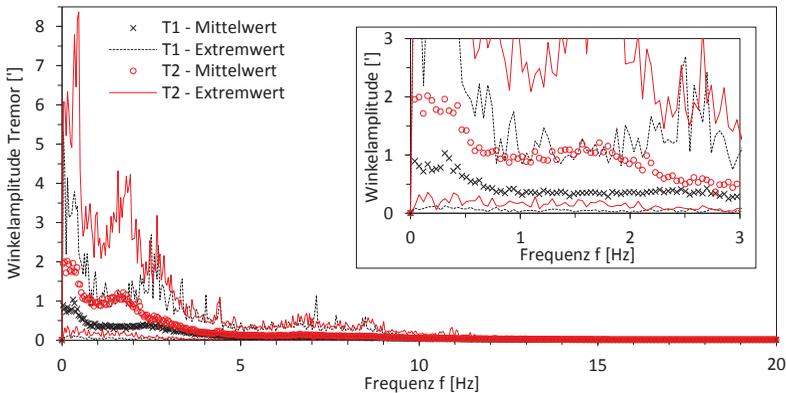


Abb. 3.4: Frequenzspektrum der Beobachtungszustände
 Summenspektrum aller Probanden, Frequenzbereich bis 3 Hertz vergrößert
 T1 - sitzend, abgestützt
 T2 - stehend, freihändig
 [Dob091]

Es sind die Mittelwerte wie die Maximal- und Minimalwerte als einhüllende Grenzkurve ausgewiesen. Dem Diagramm ist zu entnehmen, dass die Winkelamplituden für die stehend freihändige Beobachtung T2 deutlich oberhalb der Winkelamplituden für die sitzend abgestützte Position liegen, was bereits aus Abb. 3.3 hervorgeht. So unterscheiden sich die Mittelwerte der Amplituden für tiefe Frequenzen um 100 Prozent. Die Maximalwerte zeigen ein ähnliches Verhalten. Ab einer Frequenz von 3 Hertz verlaufen die Kurven für Mittelwerte und Extremwerte nahezu deckungsgleich. Frequenzen, die 10 Hertz übersteigen, besitzen nur minimale Winkelamplituden, die für die Bildstabilisierung vernachlässigt werden können. Die spektrale Verteilung der Winkelamplituden ist für die beiden Testfälle im Frequenzbereich unterhalb 3 Hertz deutlich verschieden ausgeprägt. Von besonderem Interesse sind die Maximalwerte der Winkelamplitude, die für die stehend freihändige Beobachtungsposition bei 0,5 Hertz liegen und 8 Winkelsekunden erreichen. Jedoch werden für Frequenzen unterhalb der 0,1 Hertz-Grenze Winkelamplituden von 6 Winkelminuten bei beiden Beobachtungsszenarien erreicht. In diesen Frequenzbereich fallen ebenfalls die Hauptfrequenzanteile der Nachführbewegung zur Verfolgung eines bewegten Objektes, die in ihrer Wirkung erhalten bleiben müssen.

Werden die Mittelwerte der Winkelamplituden aller Probanden für die ψ - und χ -Komponente der Störbewegung betrachtet, so lässt sich eine Aussage über die Vorzugsrichtung der Störbewegung treffen. Eine entsprechende Darstellung ist in Abb. 3.5 zu finden. Dabei lassen sich aus Abb. 3.5 a Rückschlüsse auf den Beobachtungszustand und aus Abb. 3.5 b Rückschlüsse auf die Verteilung nach Alter und Geschlecht schließen.

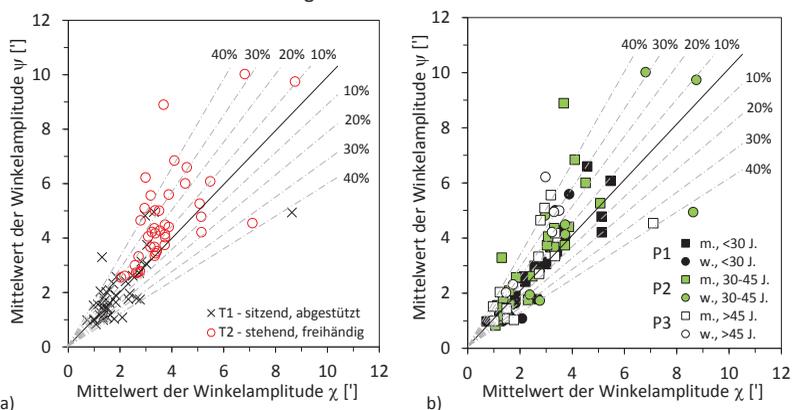


Abb. 3.5: Ausprägung der Winkelkomponenten
a) Einteilung nach Beobachtungszustand
[Dob091]

b) Einteilung nach Geschlecht und Alter

Aus Abb. 3.5 a geht hervor, dass für den Beobachtungszustand T1 die gemittelten Messwerte gleichmäßig um die Diagonale verteilt liegen. Daraus kann geschlossen werden, dass keine Winkelkomponente der Bewegungsruhe dominiert. Für den Beobachtungszustand T2 besitzen 85 Prozent aller gemittelten Messwerte eine höhere Auslenkung in ψ - als in χ -Richtung. Demzufolge besteht die Störbewegung zu einem hohen Teil aus Winkelbewegungen der ψ -Komponente, welche somit die bestimmende Größe ist, die bei der Strategieentwicklung zur Kompensation der Bildruhe herangezogen wird. In Abb. 3.5 b sind die Messdaten der Probanden nach Altersgruppen (P1 - P3) und Geschlecht aufbereitet. Die Lage der gemittelten Messwerte entspricht der in Abb. 3.5 a. Ein eindeutiger Trend, nachdem ein Zusammenhang zwischen den sich ergebenden Auslenkamplituden und dem Alter oder Geschlecht der Probanden festgestellt werden kann, ist nicht ablesbar. Aus diesem Grund finden sie bei den weiterführenden Betrachtungen keine Berücksichtigung. Um hierzu genauere statistische Aussagen zu treffen, ist der Kreis der Testpersonen sowohl von der Anzahl der Personen, als auch von der Zusammensetzung der Gruppen zu erweitern. Dies bringt einen erheblichen Mehraufwand mit sich, der für das eigentliche Ziel, die Realisierung einer Stabilisatorbaugruppe in einem Doppelfernrohr, keine neuen Erkenntnisse liefert und somit nicht weiter verfolgt wird.

Für die weiteren Betrachtungen, die in die Entwicklung eines die Bildlage stabilisierenden Doppelfernrohres münden, sind typische Größen zur Beschreibung der Bewegungsruhe für die untersuchten Beobachtungsfälle T1 und T2 in Tab. 3.2 zusammengetragen. Für das Testszenario T1 werden als typischer Wert der Winkelauslenkung 2,4 Winkelminuten und für die maximal auftretende Winkelauslenkung ein Wert von 7,8 Winkelminuten gefunden. Der typische Wert für die Winkelgeschwindigkeit liegt bei 36,7 Winkelminuten pro Sekunde und für die Winkelbeschleunigung bei 726 Winkelminuten pro Quadratsekunde. Aus den Fre-

quenzspektren der Abb. 3.3 a und Abb. 3.4 kann entnommen werden, dass eine Stabilisierung in erster Linie für den Frequenzbereich bis 3 Hertz erfolgen sollte. Alle Frequenzen oberhalb 3 Hertz weisen für die sitzend abgestützte Beobachtungsposition (T1) nur sehr geringe Amplitudenausschläge auf und bedürfen keiner Stabilisierung. Der Testfall T2 stellt die kritischere, jedoch die für den Gebrauch des Doppelfernrohres ausschlaggebende Beobachtungsposition dar. Aus diesem Grund fließen die für ihn ermittelten Messwerte mit Vorrang in die Findung einer Lösung für die Stabilisierung der Bildlage ein. Für die typische Winkelauslenkung der Bewegungsunruhe eines stehend freihändigen Beobachters (T2), wurde ein Wert von 5,7 Winkelminuten (≈ 6 Winkelminuten)¹⁹ ermittelt. Die maximale Winkelauslenkung für diese Beobachtungsposition wird mit 22,9 Winkelminuten (≈ 24 Winkelminuten)¹⁹ angegeben. Die typische Winkelgeschwindigkeit liegt bei 60,8 Winkelminuten pro Sekunde und die typische Winkelbeschleunigung bei 1037 Winkelminuten pro Quadratsekunde.

Tab. 3.2: Typische Werte für die Bewegungsunruhe¹⁹
statistische Daten (Bewegungsspanne)

		T1 - sitzend, abgestützt		T2 - stehend, freihändig			
		Winkelauslenkung Tremor [']		Winkelgeschwindigkeit Tremor [']/s		Winkelbeschleunigung Tremor [']/s ²	
		typisch	maximal	typisch	maximal	typisch	maximal
Test	T1	2,4 ± 0,8	7,8 ± 3,1	36,7 ± 12,8	138,7 ± 39,7	726 ± 365	3874 ± 1210
	T2	5,7 ± 1,0	22,9 ± 4,5	60,8 ± 22,1	201,6 ± 74,4	1037 ± 689	4414 ± 1471

Der Frequenzbereich unterhalb 0,1 Hertz sollte möglichst keine Stabilisierung erfahren, da Schwenkbewegungen zur Objektverfolgung in diesen Frequenzbereich fallen. Eine Stabilisierung der Bewegungsunruhe sollte in jedem Fall für Frequenzen im Bereich von 0,1 Hertz bis 10 Hertz erfolgen (Abb. 3.3 b und Abb. 3.4). Um die Stabilisierung der Bewegungsunruhe für Frequenzen unter 0,1 Hertz dennoch zu ermöglichen, ohne die Nachführbewegung außer Acht zu lassen, kann als Kriterium für eine Stabilisierung der Auslenkwinkel herangezogen werden. Eine sinnvolle Grenze, ab der die Stabilisierung aufzuheben ist, liegt bei einem Auslenkwinkel von 30 Winkelminuten (0,5 Grad).

Die in einer Einrichtung zur Stabilisierung der Bildlage verwendete Optik und Mechanik muss demzufolge den Minimalanforderungen genügen, eine maximale Winkelauslenkung von 24 Winkelminuten im Frequenzbereich von 0,1 Hertz bis 10 Hertz sicher zu kompensieren.

Für die stehende, freihändige Beobachtung (T2) können unterschiedlich große Winkelamplituden für die Komponenten ψ und χ der Störbewegung festgestellt werden. Dabei ist eine Taumelbewegung des Oberkörpers zu beobachten, deren Ursache in der menschlichen Anatomie zu finden ist. Diese Erkenntnis legt die Schlussfolgerung nahe, die Winkelkomponenten bei der Auslegung des Stabilisators entsprechend ihrer unterschiedlichen Ausprägung zu berücksichtigen (Abb. 3.5). Durch die gefundenen Erkenntnisse ist es somit möglich, die Entwicklung einer Stabilisatorbaugruppe anzugehen. Die Ergebnisse der Untersuchung

¹⁹ Im Folgenden wird die typische Winkelauslenkung der Bewegungsunruhe (T2) mit $6' = 0,1^\circ$ und die maximale Winkelauslenkung mit $24' = 0,4^\circ$ angegeben.

lassen sich auf eine aktiv ausgeführte Bildstabilisierungseinrichtung wie auf eine passive Stabilisierungseinrichtung auf Basis einer Trägheitsstabilisierung übertragen. [Dob091]

3.2 Auswahl und Anordnung bildstabilisierender Optik

Prinzipiell kann jede der Komponenten wie Objektiv, Prismenumkehrsystem und Okular in einem terrestrischen Doppelfernrohr herangezogen werden, um durch eine geeignete Kompensationsbewegung die Stabilisierung der Bildlage herbeizuführen. Eine Kompensation von Winkelfehlstellungen durch zusätzliche optische Komponenten wie Drehkeile, Schiebekeile oder kippbare Platten ist unzweckmäßig, da diese die Anzahl der optischen Flächen im System erhöhen und damit Streulichtbildung sowie Reflektionsverluste ansteigen lassen. Diese haben eine deutliche Verringerung des Transmissionsvermögens zur Folge. Die Kompensationsbewegung ist durch Translation in zwei Bewegungsrichtungen (X , Y) möglich, die in einer Ebene senkrecht zur Ziellinie (Z) verlaufen oder durch Rotation (ψ , χ) um zwei sich in einer Ebene kreuzende Achsen, welche ebenfalls senkrecht auf der Ziellinie (Z) stehen. Die Verwendung von Objektiv und Okular ist nur bedingt möglich, da diese bereits mit anderen Funktionen belegt sind und somit der benötigte Bauraum für eine mechanische Stabilisierungseinrichtung reduziert wird beziehungsweise nicht mehr zur Verfügung steht. In diesem Zusammenhang sind die Verstelleinrichtung zur Justage des binokularen Gerätefehlers bei der Montage sowie die Dioptrienverstellung, die dem Endnutzer zum Einstellen der optimalen Bildlage dient, zu nennen. Entsprechend dem zugrunde liegenden Gerätekonzept werden diese Teilfunktionen auf Objektiv und Okular verteilt. Ein weiterer Grund ist, dass das Gehäuse moderner Doppelfernrohre nach außen aufwändig abgedichtet ist, um die Gasfüllung²⁰, welche ein Beschlagen der optischen Flächen verhindern soll, einzuschließen. Das Prismenumkehrsystem, welches sich im abgedichteten Tubus befindet, ist meist mit keiner zusätzlichen Funktion bedacht und bietet sich daher für die Verwendung zur Bildstabilisierung an. Da es sich bei der Störbewegung um eine Winkelbewegung handelt, liegt es nahe, zur Kompensation ebenfalls eine Winkelbewegung zu verwenden. Ein weiterer Reiz liegt darin, dass bei entsprechender Wahl des Drehpunktes die Winkel für Stör- und Kompensationsbewegung gleiche Beträge aufweisen. Grundsätzlich lassen sich die auftretenden Fehlwinkelstellungen durch laterale Stellbewegungen (X , Y) zur Ziellinie (Z) ausgleichen. Jedoch werden hierfür deutlich höhere Stellwege benötigt.

Obgleich die Vermeidung oder Verringerung von Abbildungsfehlern durch die Bildstabilisierung von den Betrachtungen in dieser Arbeit ausgegrenzt sind, soll an dieser Stelle kurz auf sie hingewiesen werden. Bei der Relativverkipfung zwischen Objektiv, Okular und dem beweglich gelagerten Prisma nehmen die Abbildungsfehler mit zunehmendem Kippwinkel ebenfalls zu. Der vom Objektiv kommende Strahlkegel durchsetzt dabei das Prisma schief und führt zur Steigerung von Astigmatismus und Koma sowie deren farblichen Variationen. Weiterhin besteht die Gefahr, dass die in ihren Abmessungen begrenzten Bildumkehrprismen den Strahlengang beschneiden und damit Vignettierung erzeugen. Für Bildumkehrprismen mit Totalreflexion zur Strahlableitung besteht in bestimmten Fällen die Möglichkeit, dass für große Anregungswinkel der Grenzwinkel der Totalreflexion unterschritten wird. Der gesamte Strahlkegel beziehungsweise ein Teil davon wird ausgekoppelt und geht infolge dessen für die Bildentstehung verloren. Ein solcher Fall tritt für das im Zeiss Conquest 15x45 BT* verwendete Schmidt-Pechan-Prisma auf, wird dieses in seinem Schwerpunkt gelagert und Anregungswinkeln von 2 Grad und mehr ausgesetzt. Eine Abhilfe ist möglich, indem der

²⁰ Als Füllgas eignet sich Stickstoff (N_2).

Winkel der Totalreflektion erhöht wird. Hierfür muss das für die Prismen verwendete Glas (BK7) durch eines mit höherer Brechzahl getauscht werden.

3.2.1 Der passive Drehpunkt

Das Ziel einer Stabilisierungseinrichtung für Fernrohre und Doppelfernrohre mit hoher Vergrößerung besteht darin, das durch Tremor auf das Kompensationsprisma übertragene Wackeln so zu entkoppeln, dass es sich nicht auf die Bildlage auswirkt. Hierbei soll die Eigenschaft träger Körper ausgenutzt werden, die im ausbalancierten Zustand und bei entsprechender Lagerung der Störbewegung nicht folgen, sondern ihre Lage im Raum beibehalten. Ein solches System wird als „passiv“ bezeichnet. Zur Kompensation soll das Prismenumkehrsystem, welches sich zwischen Objektiv und Okular befindet, verwendet werden. Dieses ist an einem kardanischen Gelenk im Fernrohrgehäuse aufgehängt. Die Kardanik erlaubt kleine Drehbewegungen für ψ und χ . Dabei stellt sich die Frage nach der Lage des Drehpunktes, um den das Prismenumkehrsystem rotatorisch bewegt werden soll. Dies lässt sich relativ einfach ermitteln, betrachtet man das vereinfachte optische System in Abb. 3.6 etwas näher. Die Darstellung zeigt Objektiv ($H=H'_{\text{Obj}}$) und Okular ($H=H'_{\text{Ok}}$) mit seinen Hauptebenen, die gemeinsam zur optischen Ziellinie verkippt sind, wobei das Prismenumkehrsystem seine ursprüngliche Lage beibehalten hat. Der Strahl vom unendlich fernen Objektpunkt, der durch die Knotenpunkte $N=N'_{\text{Obj}}$ des Objektivs geht, erfährt keine Ablenkung (Eigenschaft der Knotenpunkte). Für das nicht verkippte Bildumkehrprisma kann festgestellt werden, dass ein achsparallel einfallender Strahl mit gleicher Höhe, aber anderem Vorzeichen, das Prismensystem verlässt. Erfährt der aus dem Prismensystem austretende Strahl beim Durchlaufen des Okulares keine Richtungsänderung, dann wird die Bildlage stabil gehalten. Dies bedeutet, dass an der Stelle, an welcher sich der aus dem Bildumkehrprisma austretende Strahl (für Prismen ohne Achsversatz) mit der Objektivachse kreuzt, der Knotenpunkt $N=N'_{\text{Ok}}$ des Okulares liegen muss. Somit ergeben sich die in Abb. 3.6 gezeigten zwei kongruenten Dreiecke „e“ (y_e, z_e, l_e) und „a“ (y_a, z_a, l_a).

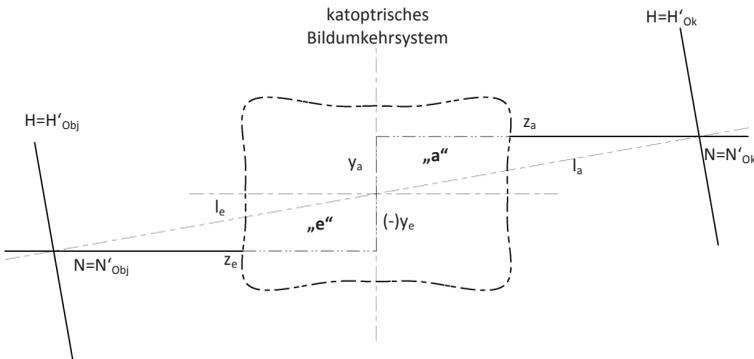


Abb. 3.6: Kompensatorprisma zur passiven Bildstabilisierung

$$|-y_e| = |y_a|, |l_e| = |l_a|, |z_e| = |z_a|$$

Annahme für eine Umgehung in Luft [Tau05]

Die Lage des Drehpunktes muss sich demzufolge genau mittig zwischen den Knotenpunkten N'_{Obj} und N_{Ok} und somit zwischen den Hauptebenen H'_{Obj} vom Objektiv und H_{Ok} vom Okular

befinden. Diese Drehpunktlage wird in den weiteren Ausführungen als „**passive Drehpunkt-lage**“ bezeichnet. An welcher Position das Prisma zwischen Objektiv und Okular steht, ist damit noch nicht festgelegt. Dies hängt entscheidend von der Größe und dem vorhandenen Bauraum ab. Bei einem Fernrohr oder Doppelfernrohr mit Prismenumkehrsystem werden normalerweise die Prismen dicht vor der Zwischenbildebene angeordnet, um die Abmessungen der Prismen möglichst klein zu halten. [Tau05]

3.2.2 Abweichung vom passiven Drehpunkt

Eine vollständige Kompensation der auf das Doppelfernrohr wirkenden Bewegungsunruhe (ψ, χ) ist nur für eine Lagerung des Bildumkehrprismas im passiven Drehpunkt gegeben. Die Bildlage wird stabil gehalten, indem das vom Fernrohrgehäuse entkoppelte Prisma in seiner Winkelposition verharrt, während Objektiv und Okular, die fest mit dem Fernrohrgehäuse verbunden sind, dem Anregungswinkel folgen. Anregungs- und Kompensationswinkel besitzen gleiche Beträge. Wird dieser Drehpunkt entlang der Objektivachse aus dem passiven Drehpunkt heraus verschoben, so muss das Prisma zur vollständigen Kompensation im Winkel nachgeführt werden. Es wird mit einem Drehwinkel beaufschlagt, dessen Größe und Vorzeichen vom Abstand des Drehpunktes zum passiven Drehpunkt abhängen. Dies soll anhand einer vereinfachten Betrachtung für die Drehbewegungskomponente ψ veranschaulicht werden. So lässt sich bei der Verschiebung des Prismendrehpunktes aus dem passiven Drehpunkt heraus für jede Position ein Kompensationswinkel ψ_s für den konstanten Anregungswinkel ψ_a finden, der zu einer vollständigen Kompensation der Bildfehlage führt. Da der Kompensationswinkel proportional vom Anregungswinkel abhängt, ist es sinnvoll diesen als Faktor anzugeben. Dieser wird im Folgenden Kompensationswinkelfaktor ϑ_2 bezeichnet und leitet sich aus dem in Gleichung 3.4 gegebenen Zusammenhang ab.

$$\vartheta_2 = \left(\frac{\psi_s}{\psi_a} \right) \quad 3.4$$

Der Faktor wurde für diverse Drehpunkt-lagen anhand der Optik des Zeiss Conquest 15x45 BT* ermittelt und ist in Abb. 3.7 dargestellt. Auf der Abszisse ist der Abstand vom passiven Drehpunkt (Koordinatenursprung) für den Bereich von -42 mm bis +68 mm aufgetragen²¹. Die Ordinate zeigt den Kompensationswinkelfaktor ϑ_2 . Einen erheblichen Einfluss besitzt die Vergrößerung des Fernrohres. So muss für ein Fernrohr mit hoher Vergrößerung ein höherer Korrekturfaktor vorgehalten werden als für ein Fernrohr mit niedriger Vergrößerung. Für Drehpunktverschiebungen in Richtung Okular ergibt sich ein negativer Faktor, der sich für große Abstände zunehmend nichtlinear verhält und große Beträge annehmen kann. Das Prisma erhält dabei, dem jeweiligen Faktor entsprechend, einen zusätzlichen Kippwinkel in die zur Anregung entgegengesetzte Richtung. Die Differenz ergibt sich dabei aus der Summe der Winkelbeträge von Anregung (Fernrohrgehäuse) und stabilisiertem Prisma (Stabilisator). Bei der Verlagerung des Drehpunktes in Richtung Objektiv ergibt sich ein positiver Faktor und eine geringere Differenz der Relativwinkel zwischen Fernrohrgehäuse und Stabilisator.

²¹ Wird das im Winkel **ausgelenkte** Fernrohr als Bezugskordinatensystem mit seinem Ursprung im Drehpunkt herangezogen, so ist zu dem Faktor ϑ_2 die Konstante -1 zu addieren.

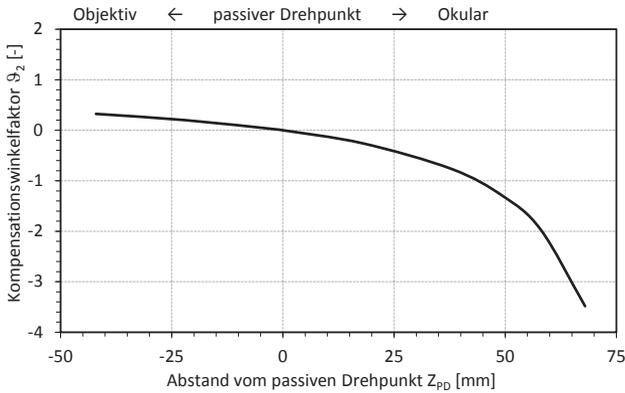


Abb. 3.7: Einfluss der Drehpunktlage auf den Kompensationsfaktor ϑ_2
 Zeiss Conquest 15x45 BT*
 [Car11]

Eine anschauliche Darstellung der Auswirkungen auf den Strahlverlauf mit und ohne Bildstabilisierung ist in Abb. 3.8 anhand der Schnittbilder des Zeiss Conquest 15x45 BT* gegeben. Für alle Schnittbilder ist das vom unendlich entfernten Objektpunkt einfallende Achsparallelbündel mit einer durchgezogenen Linie dargestellt. Das unter einem Winkel zur optischen Ziellinie einfallende Bündel ist mit einer Strich-Punkt-Linie gekennzeichnet. Die Abb. 3.8 a zeigt den Ausgangszustand für die unverkippte Position. Das am Fernrohrobjektiv eintretende Achsparallelbündel verlässt als solches auch das Okular, ohne einen Beschneid am Fassungsrand der Rundoptik oder des Prismenstuhles zu erfahren. Bei der Verkipfung des un-stabilisierten Fernrohres tritt das parallel zur Ziellinie einfallende Bündel nach dem Okular unter einem Winkel zur Ziellinie aus. Der Austrittswinkel ergibt sich aus dem Anregungswinkel und der Fernrohrvergrößerung ($\Gamma'_\infty = 15$). Dieser Fall ist in Abb. 3.8 b für einen Anregungswinkel von $1,5^\circ$ gezeigt. Dabei wird das Achsparallelbündel nicht mehr auf der Objektivachse in der Zwischenbildebene fokussiert, sondern nahe am Rand des Gesichtsfeldes. Das austretende Strahlenbündel besitzt somit gegenüber der optischen Achse von Objektiv und Okular einen Winkel von $22,5^\circ$ sowie gegenüber der Ziellinie einen Winkel von 21° , welcher sich aus der Differenz der beiden Winkel ergibt. Der Vergleich mit dem in Abb. 3.8 a beschriebenen Ausgangszustand zeigt, dass sich durch die Änderung des Austrittswinkels die Lage des Bildes auf der Netzhaut im Betrachterauge ebenfalls ändert. Bei dynamischer Änderung des Anregungswinkels, wie dem Muskelzittern, schränkt die Bildruhe die Detailerkennbarkeit deutlich ein. Für Fernrohre mit Stabilisierung der Bildlage verläuft das aus dem Okular austretende Strahlenbündel achsparallel zur Ziellinie analog zum Ausgangszustand. Dieses ist in Abb. 3.8 c für ein im passiven Drehpunkt gelagertes Prismensystem und in Abb. 3.8 d für ein in seinem Schwerpunkt gelagertes Prismensystem dargestellt. Für das im passiven Drehpunkt gelagerte Prisma, welches in seiner Position verharrt und der durch den Anregungswinkel veränderten Ausrichtung nicht folgt, kann eine leichte Vignettierung der Randbündel festgestellt werden. Diese sind auf das knapp bemessene Prisma zurückzuführen, welches einem verfügbaren Seriengerät entliehen ist. Aus dem Schnittbild geht hervor, dass das Prisma an einem im passiven Drehpunkt gelagerten Hebel befestigt sein muss.

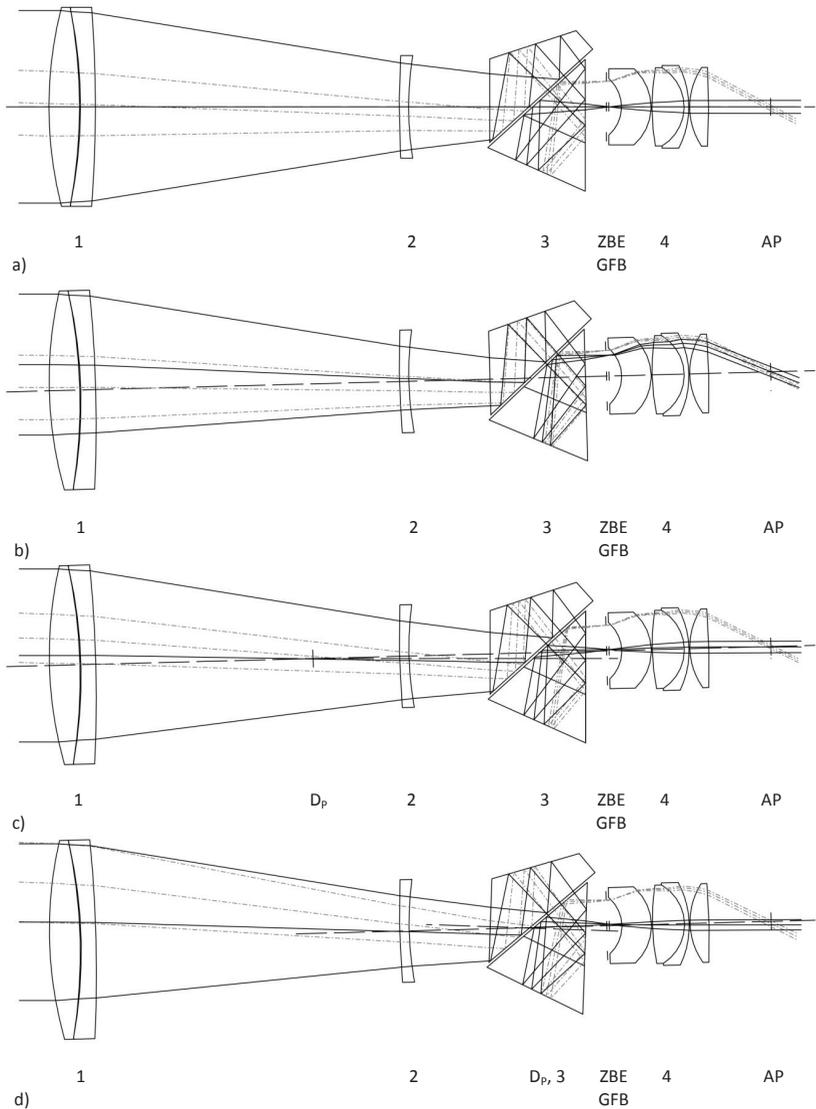


Abb. 3.8: Strahlengang Zeiss Conquest 15x45 BT*

a) unstabilisiert ($\psi_a = 0^\circ$)

b) unstabilisiert ($\psi_a = 1,5^\circ$)

c) stabilisiert, passive Drehpunktlage ($\psi_a = 1,5^\circ$)

d) stabilisiert, Drehpunktlage $+49,5^\circ$ ($\psi_a = 1,5^\circ$)

1 Objektiv, 2 Fokussierlinse, 3 Prisma, 4 Okular, D_p Drehpunkt Prisma, ZBE Zwischenbildebene, GFB Gesichtsfeldblende, AP Austrittspupille

[Car09]

Zum Ausbalancieren ist ein Gegengewicht an einem weiteren Hebel notwendig, so dass der Schwerpunkt der Stabilisatorbaugruppe mit dem passiven Drehpunkt zusammenfällt. Das in seinem Schwerpunkt gelagerte Prisma ist in Abb. 3.8 d dargestellt. Der Prismendrehpunkt ist zum Okular hin verschoben und befindet sich in einem Abstand von 49,5 mm vom passiven Drehpunkt entfernt. Um die Bildfehlage bei Winkelanregung zu kompensieren, muss das Prisma zusätzlich verkippt werden. Die Winkelauslenkung des Prismas erfolgt dabei entgegen der Anregungsrichtung um den 1,4-fachen Betrag des Anregungswinkels ($\vartheta_2 = -1,4$). Durch die im Vergleich zur Lagerung im passiven Drehpunkt gestiegene Winkeldifferenz zwischen Objektiv- und Prismenachse, erhöht sich die Vignettierung nochmals. Ebenso nehmen Astigmatismus und Koma stark zu. Insbesondere erfährt der Farbquerfehler eine Steigerung, so dass dieser für das menschliche Betrachterauge sichtbar ist und sich in Form von Farbsäumen äußert.

Dem kann begegnet werden, indem die der Zwischenbildebene zugewandte Fläche des Prismas (Austrittsfläche) mit einer leicht sphärisch konvexen Form versehen wird. Die zusätzliche Prismenverkipfung bei einer vom passiven Drehpunkt abweichenden Lagerung ist prinzipiell durch eine rein mechanische Lösung (Hebelgetriebe) vorstellbar, jedoch in der praktischen Umsetzung nur mit hohem Aufwand erreichbar. Zum Einen sind Federgelenke im Stellweg begrenzt und eignen sich somit nicht für Winkelauslenkungen von zwei Grad und mehr wie sie in einem solchen Fall zu erwarten sind. Zum Anderen sind auf Gleit- und Rolllagern basierende Systeme nicht frei von Reibung, Stick-Slip und Spiel, was eine Grundvoraussetzung für eine störungsfreie Funktion darstellt.

Vielmehr ist es für ein Stabilisierungssystem mit einem aus dem passiven Drehpunkt verlagerten Gelenkpunkt sinnvoll, es aktiv zu stabilisieren.

Für die Stabilisierung der Bildlage in Doppelfernrohren nach dem Vorbild eines Trägheitsstabilisators ist der Prismendrehpunkt in den passiven Drehpunkt zu legen.

Diese Stabilisierung verursacht nur minimale Winkeldifferenzen zwischen Objektivachse und Prismenachse, die in diesem Fall mit der Ziellinie identisch ist, und damit geringe Abbildungsfehler hervorruft.

3.3 Erstellung eines analytischen Modells

Den Ausgangspunkt bildet das Prismensystem mit seiner drehbaren Lagerung im passiven Drehpunkt. Um es in Balance zu halten, ist ein Gegengewicht notwendig. Die Massen von Prisma und Gegengewicht sind so zu verteilen, dass der Schwerpunkt (SP) der Stabilisatorbaugruppe mit dem passiven Drehpunkt zusammenfällt. Für die Stabilisatorbaugruppe, bestehend aus Prisma, Gegengewicht, Drehlager und Stabilisatorgehäuse, steht der Bauraum zwischen Objektiv und Okular zur Verfügung. Die Betrachtungen für einen mechanischen Schwinger sollen für ein vereinfachtes eindimensionales Modell vorgenommen werden. Im Folgenden wird daher exemplarisch der Freiheitsgrad φ betrachtet. Die Funktion kann analytisch durch einen fremderregten Schwinger beschrieben werden, dessen prinzipielle Anordnung aus Abb. 3.9 hervorgeht. [Czi04] Die Anregung mit der Störfunktion $S_a(t)$ erfolgt dabei über eine harmonische Fußpunktbewegung, die gleichzeitig über Drehfeder und Dämpfer eingeleitet wird. Dabei wird zur harmonischen Anregung die für die Bewegungsunruhe typische Winkelamplitude von 0,1 Grad gewählt. Es liegt viskose Dämpfung²² vor. Das Massen-

²² Bei viskoser Dämpfung verhält sich die Reibungskraft proportional zur Geschwindigkeit.

trägheitsmoment J_S der Anordnung wird durch die Einzelmassen von Prisma (m_2), Gegengewicht (m_1) und Stabilisatorhub sowie deren Geometrie und Abstand zum Schwerpunkt (SP), der im passiven Drehpunkt liegt, gebildet. Zur Vereinfachung werden das Stabilisatorgehäuse masselos und die Massen von Prisma (m_2) und Gegengewicht (m_1) als Punktmassen angenommen. Für die Beschreibung des Schwingungsverhaltens ist weiterhin die Kenntnis der Drehfederkonstante c_ψ und der Dämpfungskonstante D_δ von Bedeutung. Das Modell entspricht den Gegebenheiten, die für ein passiv stabilisiertes Fernrohr zutreffend sind. Zusätzliche Störeinflüsse wie Luftreibung oder ähnliches werden vernachlässigt.

Bevor der fremderregte Schwinger eingehend untersucht wird, soll der Blick auf das Eigenverhalten bei freier gedämpfter Schwingung gerichtet werden. Diese beschreibt das Abklingverhalten für eine Anfangsauslenkung beziehungsweise eine Anfangsgeschwindigkeit (Startimpuls). Das Direktionsmoment der Drehfeder (M_c) und das durch die Dämpfung hervorgerufene Moment (M_d) erzeugen ein resultierendes Drehmoment (M_s), welches eine Winkelbeschleunigung für die träge Masse des Stabilisators bedingt. Für die Beziehung lässt sich folgende homogene Differentialgleichung (DGL) 2. Ordnung aufstellen. [Kuy96] ,

$$M_s(t) + M_d(t) + M_c(t) = J_S \ddot{\psi}_S(t) + D_\delta \dot{\psi}_S(t) + c_\psi \psi_S(t) = 0 \quad 3.5$$

Diese kann durch Einführen des Abklingkoeffizienten δ , des Dämpfungsgrades D und der Eigenkreisfrequenz ω_0 mit den Beziehungen

$$2\delta = \frac{D_\delta}{J_S} \quad 3.6$$

$$D\omega_0 = \delta \quad 3.7$$

$$\omega_0^2 = \frac{c_\psi}{J_S} \quad 3.8$$

in nachstehende Form überführt werden.

$$\ddot{\psi}_S(t) + 2D\omega_0 \dot{\psi}_S(t) + \omega_0^2 \psi_S(t) = 0 \quad 3.9$$

Für den Lösungsansatz der homogenen Differentialgleichung (DGL) 2. Ordnung wird eine mit der Zeit abklingende Funktion gewählt. Es wird

$$\psi_S(t) = e^{\lambda t} \quad 3.10$$

$$\dot{\psi}_S(t) = \lambda \cdot e^{\lambda t} \quad 3.11$$

$$\ddot{\psi}_S(t) = \lambda^2 \cdot e^{\lambda t} \quad 3.12$$

angesetzt. Die Lösung der homogenen Differentialgleichung (DGL) 2. Ordnung erfordert eine Unterscheidung. Dabei lassen sich die drei Fälle

- | | |
|--|---|
| 1. Schwingfall (3.13) | $\delta < \omega_0$ beziehungsweise $D < 1$ |
| 2. Aperiodischer Grenzfall (3.14) | $\delta = \omega_0$ beziehungsweise $D = 1$ |
| 3. Kriechfall (3.15) | $\delta > \omega_0$ beziehungsweise $D > 1$ |

finden, deren Lösungen für eine Bewegung mit Anfangsgeschwindigkeit aus der nicht ausgelenkten Ruhelage durch die Gleichungen 3.13 bis 3.15 gegeben ist.

$$\psi_S(t) = \psi_S \cdot e^{-\delta t} \cdot \sin(\omega_d t) \quad 3.13$$

$$\psi_S(t) = \psi_S \omega_d t \cdot e^{-\delta t} \quad 3.14$$

$$\psi_S(t) = \psi_S \cdot e^{-\delta t} \cdot \sinh(\omega_d t) \quad 3.15$$

Die Kreisfrequenz der gedämpften Schwingung ω_d errechnet sich aus folgender Gleichung:

$$\omega_d = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2} \quad 3.16$$

Auf welchen Fall die Dämpfung des Trägheitsstabilisators abzustimmen ist, hängt zunächst von der Beobachtungssituation ab. Zur Kompensation der Bewegungsunruhe liegt es nahe, das Schwingverhalten der Stabilisatorbaugruppe dem aperiodischen Grenzfall anzugleichen. Erfährt das vom Gehäuse entkoppelte Prisma durch einen Impuls eine Auslenkung, so kehrt es ohne Überschwingen und in kürzester Zeit in seine Ausgangslage zurück. Für Winkelauslenkungen des Prismensystems, die der Nachführbewegung zur Objektverfolgung (Panning) zuzuordnen sind, kann die Dämpfung des Stabilisators auf den Kriechfall ausgelegt werden. Auf diese Weise wird die Stabilisierung bei Objektverfolgung verhindert und ein Überschwingen nach Abschluss der Nachführbewegung vermieden. Ein willkommener Nebeneffekt besteht darin, dass die feingliedrige Gelenkmechanik einen zusätzlichen Schutz vor Stößen erfährt. Dabei ist es denkbar, verschiedene Dämpfungsabstimmungen in einem Stabilisator zu hinterlegen, die abhängig vom Störwinkel zur Geltung gebracht werden. Jedoch kann die Frage, wie die Stabilisationseinheit zur Kompensation der Bewegungsunruhe abzustimmen ist, für die Betrachtung des homogenen Ansatzes einer freien gedämpften Schwingung nicht vollends geklärt werden. Ein reales System ist einer permanenten Anregung mit stetig ändernder Winkelamplitude ausgesetzt. Um diesen Sachverhalt Rechnung zu tragen, ist das Modell unter dem Einfluss einer erzwungenen Schwingung zu betrachten. Durch die Annahme einer harmonischen Anregungswinkelamplitude sowie deren Einleitung über eine Fußpunktbewegung, die gleichzeitig über Drehfeder und Dämpfer erfolgt, kann ein analytisches Modell generiert werden, welches einem trägheitsstabilisierenden Fernrohr entspricht. Die Anordnung und prinzipiellen Größen zur Beschreibung eines solchen Systems gehen aus Abb. 3.9 hervor. [Kuy96], [Wal06]

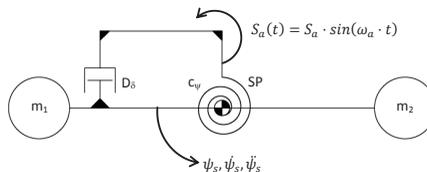


Abb. 3.9: Schema eines fußpunkt-fremderregten Trägheitsstabilisators
 m_1 Gegengewicht, m_2 Prisma, SP Schwerpunkt, D_δ Dämpfungsconstante,
 c_φ Drehfederconstante, $S_a(t)$ Störangregung, ψ_S Stabilisatorantwort

Im Weiteren wird lediglich der stationäre Zustand²³, welcher durch die Lösung der partikulären Differentialgleichung gegeben ist, betrachtet. Dafür lässt sich ein Ansatz nach Gleichung 3.17 aufstellen, welcher eine inhomogene Differentialgleichung (DGL) 2. Ordnung darstellt.

$$J_S \ddot{\psi}_S(t) + D_\delta \dot{\psi}_S(t) + c_\psi \psi_S(t) - D_\delta \dot{\psi}_a(t) - c_\psi \psi_a(t) = 0 \quad 3.17$$

Die über Drehfeder (3.18) und Dämpfer (3.19) eingebrachte harmonische Störbewegung $S_a(t)$ lässt sich mit folgenden Zusammenhängen beschreiben.

$$\psi_a(t) = \psi_a \cdot \sin(\omega_a t) \quad 3.18$$

$$\dot{\psi}_a(t) = \psi_a \cdot \omega_a \cdot \cos(\omega_a t) \quad 3.19$$

Werden diese Ausdrücke in Gleichung 3.17 eingesetzt und anschließend die Störfunktion separiert, so erhält die Gleichung folgende Form:

$$J_S \ddot{\psi}_S(t) + D_\delta \dot{\psi}_S(t) + c_\psi \psi_S(t) = \psi_a (D_\delta \omega_a \cos(\omega_a t) + c_\psi \sin(\omega_a t)) \quad 3.20$$

Bei Einführen von Abklingkoeffizient δ , Dämpfungsgrad D und Eigenkreisfrequenz ω_0 , die durch die Gleichungen 3.6, 3.7 und 3.8 bereits definiert sind sowie dem Verhältnis von Anregungskreisfrequenz zu Eigenkreisfrequenz, welches durch die Beziehung

$$\eta = \frac{\omega_a}{\omega_0} \quad 3.21$$

gegeben ist, lässt sich Gleichung 3.20 folgendermaßen umformen:

$$\ddot{\psi}_S(t) + 2D\omega_0 \dot{\psi}_S(t) + \omega_0^2 \psi_S(t) = \psi_a \omega_0^2 (2D\eta \cos(\omega_a t) + \sin(\omega_a t)) \quad 3.22$$

Für das Finden der partikulären Lösung kann der folgende Ansatz aufgestellt werden:

$$\psi_S(t) = \psi_S \cdot \sin(\omega_a t - \varphi) \quad 3.23$$

$$\dot{\psi}_S(t) = \psi_S \cdot \omega_a \cdot \cos(\omega_a t - \varphi) \quad 3.24$$

$$\ddot{\psi}_S(t) = -\psi_S \cdot \omega_a^2 \cdot \sin(\omega_a t - \varphi) \quad 3.25$$

Es bietet sich an, den Ansatz für die partikuläre Lösung wie auch die Störfunktion in komplexer Schreibweise zu formulieren. Werden diese in 3.22 eingesetzt, lassen sich Amplituden- und Phasenresonanzfunktion ermitteln. Die Amplitudenresonanzfunktion V für einen fremd-erregten Schwinger mit Fußpunktanregung ist durch nachstehenden Zusammenhang gegeben. [Czi04]

$$V = \frac{\psi_S}{\psi_a} = \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2}{(1-\eta^2)^2+4D^2\eta^2}} \quad 3.26$$

Für die Phasenresonanzfunktion φ kann folgende Beschreibung gefunden werden:

²³ Alle Einschwingvorgänge sind abgeschlossen.

$$\varphi = -\arctan\left(\frac{2D\eta^3}{1-\eta^2+4D^2\eta^2}\right) \quad 3.27$$

Der Stabilisierungsgrad wird mit dem bereits aus Gleichung 2.2 bekannten Zusammenhang aus der Amplitudenresonanzfrequenz (3.26) gewonnen.

$$\eta_s = \left[1 - \frac{\psi_s}{\psi_a}\right] \cdot 100\% = \left[1 - \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2}{(1-\eta^2)^2+4D^2\eta^2}}\right] \cdot 100\% \quad 3.28$$

Eine vollständige Beschreibung der Schwingungsantwort des Stabilisators bei Fußpunktanregung über Drehfeder und Dämpfer ist durch nachstehende partikuläre Lösung gegeben.

$$\psi_s(t) = \psi_a \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2}{(1-\eta^2)^2+4D^2\eta^2}} \cdot \sin\left(\omega_a t - \arctan\left(\frac{2D\eta^3}{1-\eta^2+4D^2\eta^2}\right)\right) \quad 3.29$$

Mit den gefundenen Zusammenhängen kann eine detaillierte mathematische Beschreibung für den Zustand einer Bildstabilisierung erfolgen. Dies soll für ein frei gewähltes Beispiel gezeigt werden, welches den Ausgangspunkt für weitere theoretische Betrachtungen bildet. Eine Einflussnahme auf das Stabilisierungsverhalten kann durch die drei Einflussgrößen, welche mit ihren Ausgangswerten in Tab. 3.3 zusammengetragen sind, erfolgen. Zum Einstieg in die Simulation werden Ausgangswerte für die Einflussgrößen gewählt, die ein für den Schwingfall abgestimmtes trägheitsstabilisierendes System gut repräsentieren. An den für diesen Datensatz errechneten Kurvenverläufen sollen grundlegende Zusammenhänge erläutert werden, die für das Verständnis weiterer Optimierungsmaßnahmen unerlässlich sind (Abb. 3.10).

Tab. 3.3: Ausgangswerte der Einflussgrößen
(Simulationseingangsdaten)
Eingabemaske der Excel-Datei befindet sich im Anhang E

	Dämpfungskonstante D_δ [kgm ² /srad]	Drehfederkonstante c_ψ [Nm/rad]	Massenträgheitsmoment J_s [kgm ²]
Eingang	3,49 10 ⁻³	55,6 10 ⁻³	342,75 10 ⁻⁶

Die Amplituden- und Phasenresonanzfunktion sind über dem normierten Kreisfrequenzverhältnis η (Gleichung 3.21) in Abb. 3.10 a aufgetragen. Für das Kreisfrequenzverhältnis können drei Bereiche unterschieden werden.

- quasistatische Anregung $\eta \ll 1$
- Resonanz²⁴ $\eta \approx 1$
- hochfrequente Anregung $\eta \gg 1$

Der Amplitudenfrequenzgang steigt für Frequenzen oberhalb der quasistatischen Anregung stark an bis er ein Maximum bei Resonanz erreicht²⁵. Für Frequenzen darüber nimmt die

²⁴ Resonanz liegt vor, wenn bei gegebener Erregeramplitude die Ausgangsamplitude ein Maximum erreicht.

²⁵ Eine Resonanzüberhöhung des Amplitudenganges kann nur für Dämpfungskonstanten von $D \geq \frac{1}{2}\sqrt{2}$ im Resonanzfall $\eta = \frac{\omega_a}{\omega_0} \approx 1$ festgestellt werden. Es handelt sich um die sogenannte überkritische Dämpfung.

Kurve rasch ab und nähert sich asymptotisch einem Amplitudenverhältnis von Null. Der Amplitudenfrequenzgang zeigt damit den typischen Verlauf für ein schwach gedämpftes System. Beim Betrachten des Phasenfrequenzganges fällt auf, dass bei quasistatischer Anregung keine Phasenverschiebung auftritt. Diese nimmt stark zu, sofern die Anregung nahe dem Resonanzfall erfolgt. Jedoch wird auch für Frequenzen oberhalb eines Kreisfrequenzverhältnisses von $\eta \approx 1$ keine vollständige Phasenverschiebung π erreicht. Die erreichbare Phasenverschiebung hängt wesentlich von den eingestellten Einflussparametern wie deren Kombination ab. So führt beispielsweise ein höherer Dämpfungsgrad D zu einer geringeren Phasenverschiebung. Für den theoretischen Fall eines ungedämpften mechanischen Schwingers wird hingegen die vollständige Phasenumkehr π erreicht. Bei hochfrequenter Anregung verläuft die Kurve der Phasenverschiebung zunehmend rekursiv. Beide Kurven zeigen den charakteristischen Verlauf, durch welche ein über Drehfeder und Dämpfer fremderregter Schwingertyp gekennzeichnet ist. [Bei01], [Czi04], [Gas87], [Pal02], [Her99]

Der Kurvenverlauf des Stabilisierungsgrades bildet ein Minimum bei Resonanzfrequenz f_r aus (Abb. 3.10 a). Oberhalb der Resonanzfrequenz steigt die Kurve zunächst steil an und nähert sich im weiteren Verlauf asymptotisch dem Maximalwert des Stabilisierungsgrades. Bei Erreichen eines Stabilisierungsgrades von einhundert Prozent besitzen Anregungs- und Kompensationsamplitude gleiche Beträge sowie einen gegenphasigen Verlauf. Somit werden auf den Stabilisator keine Schwingungen übertragen und er verharrt in seiner Position. Im Bereich der Resonanz kann der Stabilisierungsgrad negative Werte annehmen. Dies bedeutet, dass eingebrachte Schwingungen in diesem Frequenzbereich angefacht werden. Der Stabilisator schwingt gleichphasig mit der Anregungsfrequenz und einer gegenüber der Anregungsamplitude größeren Amplitude (Abb. 3.10 c, 2 Hz). Für Anregungsfrequenzen, die deutlich oberhalb der Resonanzfrequenz liegen, ergibt sich ein positiver Stabilisierungsgrad. Somit werden Schwingungsamplituden in diesem Frequenzbereich bedämpft und das System erfährt eine Stabilisierung. Die Schwingungen sind gegenüber der Anregung phasenverschoben und weisen deutlich geringere Amplituden auf (Abb. 3.10 c, 8 Hz). Das Eigenschwingverhalten des Stabilisators kann durch die Lösung der homogenen Differentialgleichung (3.9) für den Schwingfall (3.13) beschrieben werden. Das abklingende Verhalten ist für die typische Winkelamplitude der Bewegungsruhe (0,1 Grad) in Abb. 3.10 b gezeigt. Dabei wird eine Bewegung mit Anfangsgeschwindigkeit (Startimpuls) unterstellt. Aus der Grafik ist zu entnehmen, dass bereits nach einer Sekunde die Schwingungsamplitude unter zehn Prozent des Startwertes sinkt und nach zwei Sekunden völlig getilgt ist. Das sich selbst überlassene System schwingt mit einer Frequenz von 2,87 Hz. Für das sich einstellende Verhalten bei Fremderregung ist die Erregerfrequenz maßgebend. Dabei ist für eine Erregerfrequenz nahe der Eigenfrequenz Resonanz zu beobachten. Das sich einstellende Verhalten lässt sich durch eine inhomogene Differentialgleichung (3.22) beschreiben, deren partikuläre Lösung (3.29) in Abb. 3.10 c für die ausgesuchten Frequenzen von 2 Hz und 8 Hz gezeigt ist und bereits diskutiert wurde. Eine Überlagerung der homogenen Lösung mit der partikulären Lösung ergibt die Gesamtlösung, die in Abb. 3.10 d zu sehen ist. Der Grafik ist zu entnehmen, dass die Einschwingvorgänge bereits nach einer Sekunde abgeklungen sind und der stationäre Zustand erreicht wird. Für eine reale Stabilisatorbau-gruppe, bei der die Anregungsamplitude zeitlich nicht konstant ist, bedeutet dies, dass diese sich stetig verändernden Winkelamplituden anpassen muss. Demnach finden ständig Einschwingvorgänge zwischen wechselnden Zuständen statt, bei den sich kein rein stationäres Verhalten ausbilden kann. Das ermöglicht eine Abstimmung der Stabilisatorbaugruppe für den Schwingfall nahe an der Grenze zum Kriechfall (aperiodischer Grenzfall).

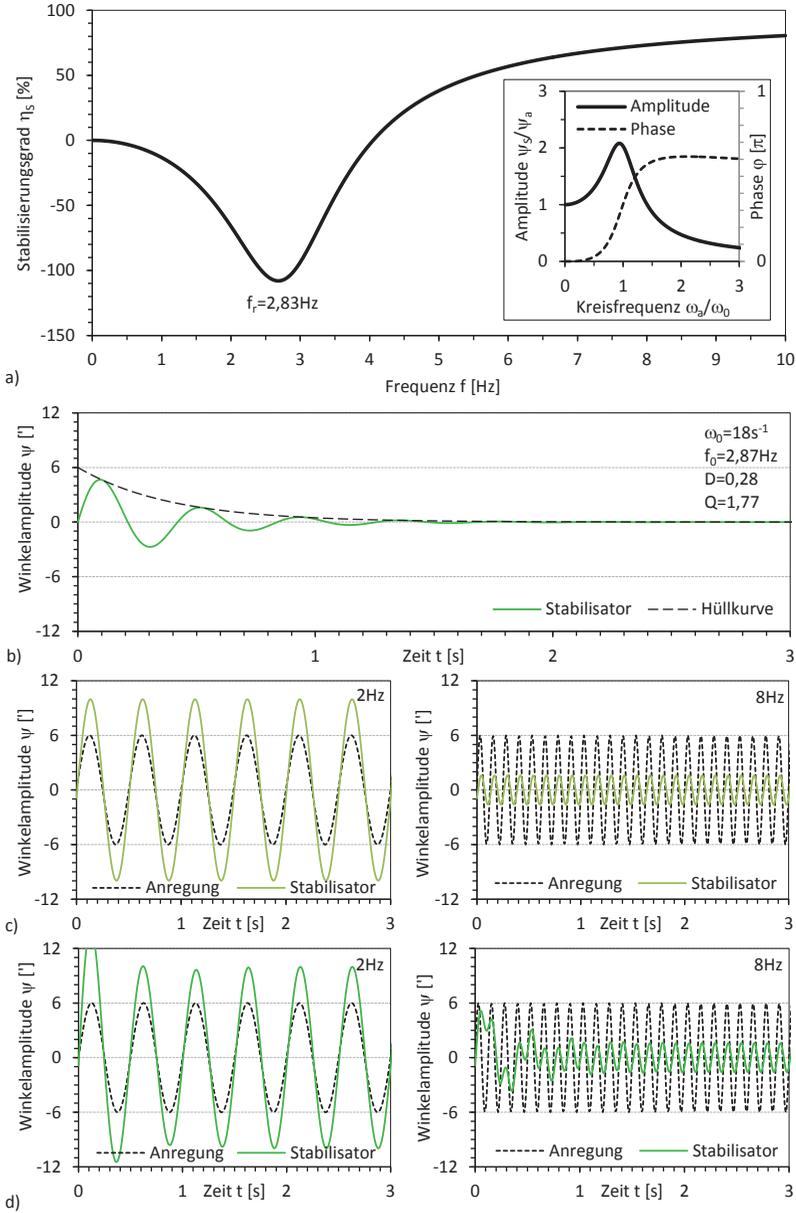


Abb. 3.10: Schwingverhalten

a) Stabilisierungsgrad (Amplituden- und Phasengang)
 c) Stationärer Zustand 2 Hz, 8 Hz (partikulär)

b) Eigenschwingung (homogen)
 d) Einschwingverhalten 2 Hz, 8 Hz (gesamt)

Die Abstimmung ist so zu wählen, dass nur geringe Resonanzamplitudenüberhöhungen auftreten. Den Ausgangspunkt, unter dem die vorangestellten Betrachtungen durchgeführt wurden, bilden die Simulationseingangsdaten aus Tab. 3.3. Jedoch geben diese nur Aufschluss über den Zustand eines schwingungsfähigen Systems.

Spannend ist die Frage der Optimierung hinsichtlich des in Abb. 2.9 beschriebenen Zielverhaltens für den Stabilisierungsgrad. Dieses ist beeinflussbar durch die drei Größen:

- Dämpfungskonstante (D_δ)
- Drehfederkonstante (c_ψ)
- Massenträgheitsmoment (J_S)

Durch eine stufenweise Variation dieser Größen kann der Einfluss auf den Stabilisierungsgrad qualitativ und quantitativ erfasst werden. Hierfür werden die Einflussgrößen unabhängig voneinander in Schritten von 25 Prozent um die zuvor in Tab. 3.3 beschriebenen Ausgangswerte verändert. Das Ziel besteht darin, eine geeignete Startbeschreibung für die Entwicklung einer realen passiven Stabilisatorbaugruppe zu erhalten. Die Resonanz des gewünschten Stabilisierungsgrades liegt hierbei in der Nähe von einem Hertz und weist eine geringe Resonanzamplitude auf. Oberhalb der Resonanzfrequenz steigt der Stabilisierungsgrad steil an und strebt asymptotisch gegen seinen Maximalwert. Somit wird sichergestellt, dass der Großteil der an der Bewegungsunruhe beteiligten Frequenzen in ihrer Amplitude abgemildert werden (Abb. 3.3 und Abb. 3.4). Ein trägheitsstabilisierendes System kompensiert seiner Natur entsprechend Amplituden für tiefe Frequenzen weniger gut als für hohe. Eine für quasistatische Anregung optimierte Abstimmung eines passiven Schwingers bedingt somit einen geringeren Stabilisierungsgrad im hochfrequenten Bereich. Für Frequenzen oberhalb von fünf Hertz ist ein Stabilisierungsgrad von mindestens 80 Prozent jedoch ausreichend. Die durch die Bewegungsunruhe in diesem Frequenzbereich eingebrachten Winkelamplituden sind so gering, dass sie für den visuellen Beobachter zu keiner Verschlechterung der Bildqualität führen. Durch die Wahl der Abstimmung auf eine Resonanz bei zirka einem Hertz wird gleichzeitig der Forderung Rechnung getragen, eine Bewegung zur Objektverfolgung nicht zu stabilisieren.

3.3.1 Dämpfung

Der Einfluss der Dämpfung auf das Stabilisierungsverhalten ist für eine Schar von sieben Kurven, deren Dämpfungskonstanten D_δ sich jeweils um 25 Prozent unterscheiden, in Abb. 3.11 gegeben. Die schrittweise Veränderung der Dämpfungskonstante führt zu einer deutlichen Änderung im Resonanzverhalten. Jedoch bleibt die Resonanzfrequenz dabei unverändert. Somit geht mit der Steigerung der Dämpfungskonstante eine Verringerung der Resonanzamplitude einher. Gleichzeitig reduzieren sich Flankensteilheit und die Höhe des maximal erreichbaren Stabilisierungsgrades für Frequenzen oberhalb der Resonanzfrequenz. Die beabsichtigte Anwendung des mechanischen Schwingers in einem bildstabilisierten Doppel Fernrohr erfordert eine Dämpfung mit sehr hoher Dämpfungskonstante und damit geringer Resonanzamplitude ($1,75 \cdot D_\delta$). Dies entspricht einer Abstimmung des Eigenschwingverhaltens (homogene DGL) für den Schwingfall nahe dem aperiodischen Grenzfall. Auf diese Weise wird das Anfachen der Schwingungen bei quasistatischer Anregung verhindert oder zumindest stark reduziert. Dass höhere Frequenzen bei hoher Dämpfungskonstante weniger gut stabilisiert werden, ist für den Beobachter nicht zu spüren, da im Frequenzbereich oberhalb von fünf Hertz nur geringe Störampplituden eingebracht werden.

Die Änderung der Dämpfungskonstante D_δ erlaubt die Resonanz in ihrer Amplitude zu variieren. Die Lage der Resonanzfrequenz bleibt davon unbeeinflusst.

Um die Stabilisierung für eine Bewegung zur Objektverfolgung (Panning) zu verhindern, kann bei großen Anregungswinkeln ein anderes Dämpfungsverhalten gewählt werden. Das Eigen-schwingverhalten ist für den Kriechfall abzustimmen.

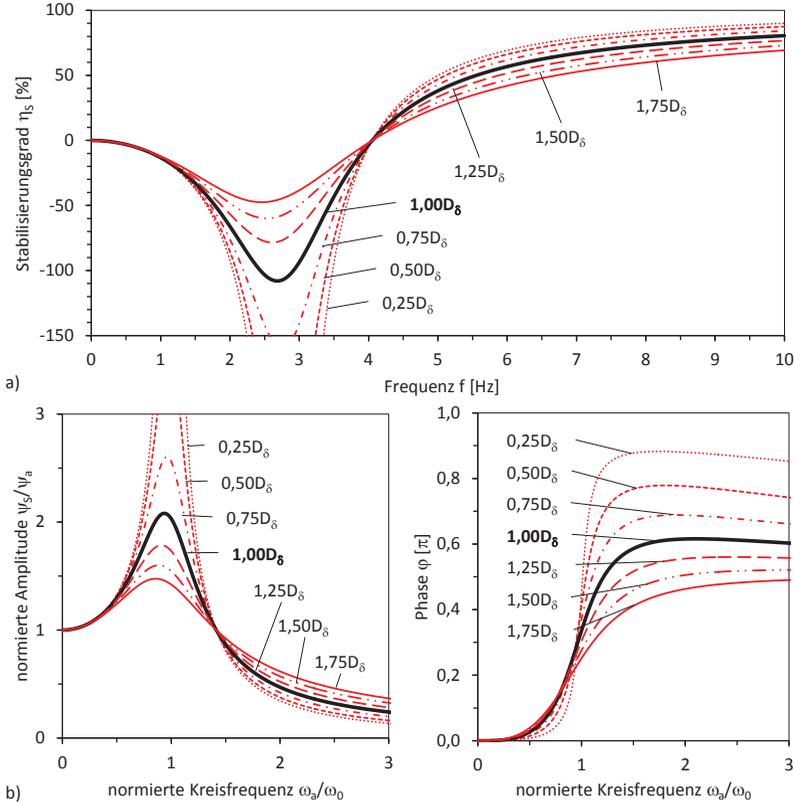


Abb. 3.11: Variation der Dämpfung
 a) Stabilisierungsgrad [Dob11]
 b) Amplituden- und Phasenfrequenzgang

Die zugehörigen Amplituden- und Phasenresonanzgänge sind in Abb. 3.11 b gezeigt. In der Darstellung für die Amplitudenresonanzfunktion ist der für eine Fremdanregung über Feder und Dämpfer typische Knotenpunkt bei einem Kreisfrequenzverhältnis η , welches der Wurzel aus zwei entspricht, zu sehen. Die geringste Amplitudenüberhöhung wird bei gegebener Variation der Dämpfungskonstante analog zu den vorangehenden Betrachtungen des Stabilisierungsgrades für die größte Dämpfung erreicht ($1,75 \cdot D_\delta$). Die Phasenresonanzfunktion erreicht für keinen Wert der Dämpfung eine Phasenverschiebung von π . Bei geringer Dämpfung D_δ steigt die Kurve zunächst an und erreicht oberhalb eines Kreisfrequenzverhältnisses

η von eins ihr Maximum. Wird η weiter gesteigert, so nimmt die Phasenverschiebung wieder ab. Für hohe Werte der Dämpfungskonstante D_δ ergibt sich eine monoton steigende Funktion.

3.3.2 Drehfeder

Die Einflussnahme durch die Variation der Drehfederkonstante ist anhand der in Abb. 3.12 dargestellten Kurvenschar dargestellt. Die Kurven werden in Schritten von 25 Prozent um den Ausgangswert der Drehfederkonstante aus Tab. 3.3 gestuft. Aus dem Diagramm für den Stabilisierungsgrad (Abb. 3.12 a) ist zu entnehmen, dass durch Veränderung der Drehfederkonstante die Resonanzfrequenz verschoben werden kann. Daran ist auch die Größe der sich ausbildenden Resonanzamplitude gekoppelt. Somit bilden sich für geringe Drehfederkonstanten Resonanzen bei tiefen Frequenzen aus, die eine geringe Amplitude aufweisen. Bei einer steiferen Feder und damit höheren Drehfederkonstante steigen Resonanzfrequenz und Resonanzamplitude. Ebenso vergrößert sich das Resonanzfrequenzband, in welchem die Stabilisatorbaugruppe durch eine vom Bediener eingebrachten Schwingung angefacht werden kann. Die Drehfederkonstante des Stabilisators ist demnach gering zu wählen ($0,25 c_\psi$), wobei das angestrebte Ziel, die Resonanzfrequenz nahe ein Hertz zu legen, greifbar scheint. Jedoch besitzt bei einem realen System die Drehfederkonstante eine untere Grenze. Limitiert wird diese durch den geringen Federquerschnitt, der den Belastungen (Stoß), die im täglichen Gebrauch des Doppelfernrohres auftreten, standhalten muss. Hierfür sind entsprechende konstruktive Schutzmaßnahmen vorzuhalten sowie eine geeignete Wahl von Gelenkgeometrie und Federwerkstoff zu treffen, um plastische Verformungen auszuschließen. Eine eingehende Betrachtung hierzu erfolgt im Abschnitt 4.1 und 5.2. Die Änderung der Drehfederkonstante hat auf den Stabilisierungsgrad für Frequenzen ab zehn Hertz kaum einen Einfluss. Für geringe Drehfederkonstanten verläuft die Anstiegsflanke oberhalb der Resonanzfrequenz deutlich flacher als für eine hohe Drehfederkonstante. Dies kann durch die geeignete Auslegung der Parameter Dämpfung und Massenträgheitsmoment kompensiert werden.

Die Änderung der Drehfederkonstante c_ψ ermöglicht die Verschiebung der Resonanzfrequenz. Gleichzeitig ändert sich die Resonanzamplitude.

Die Betrachtung des Amplitudenresonanzverhaltens in Abb. 3.12 b zeigt für die verschiedenen Drehfederkonstanten eine Änderung der Amplitudenüberhöhung bei gleichzeitiger Änderung des Kreisfrequenzverhältnisses. Diese zeigt analog zum Verhalten des Stabilisierungsgrades für geringe Drehfederkonstanten ($0,25 \cdot c_\psi$) eine geringe Amplitude, die zu niedrigen Kreisfrequenzverhältnissen ($\eta < 1$) verschoben ist. Für hohe Drehfederkonstanten ($1,75 \cdot c_\psi$) ist ein entsprechend gegenläufiges Verhalten festzustellen. Der Verlauf der Phasenresonanz zeigt, dass keine vollständige Phasenverschiebung erreicht wird. Die Größe der Phasenverschiebung ist durch die Wahl der Drehfederkonstante beeinflussbar, jedoch ist die Einflussnahme deutlich geringer als durch Variation der Dämpfung. Vornehmlich lässt sich durch die Wahl der Drehfederkonstante das Kreisfrequenzverhältnis festlegen, bei dem die Phasenverschiebung wirksam einsetzt. So ist für eine geringe Drehfederkonstante bereits eine merkliche Phasenverschiebung bei Kreisfrequenzverhältnissen η unterhalb von eins feststellbar, während für hohe Drehfederkonstanten die Phasenverschiebung erst bei Kreisfrequenzverhältnissen η von mehr als eins deutlich hervortritt.

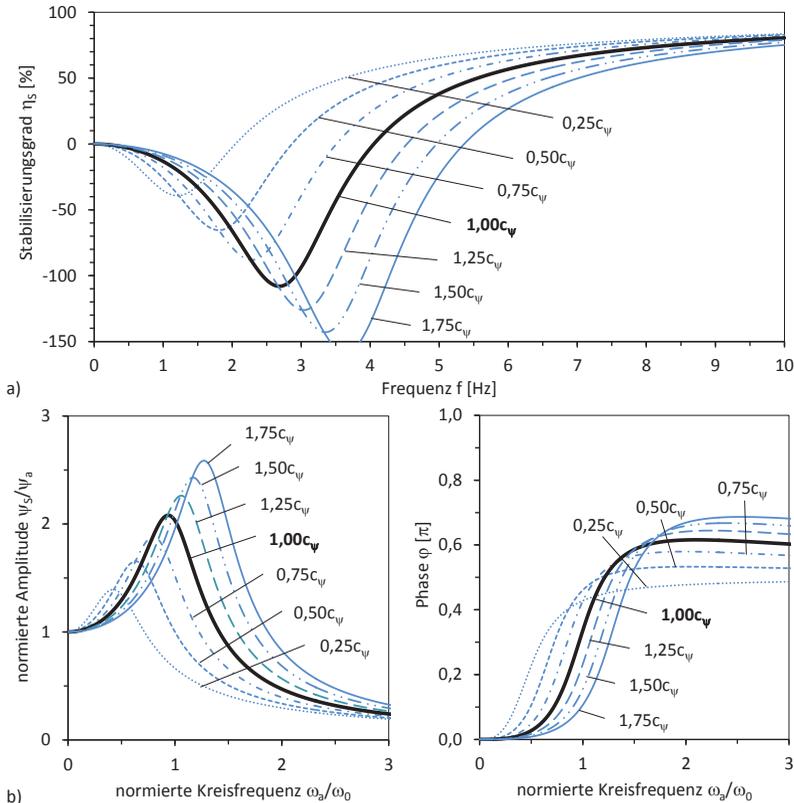


Abb. 3.12: Variation der Drehfederkonstante
a) Stabilisierungsgrad
[Dob11]

b) Amplituden- und Phasenfrequenzgang

Die Kurvenverläufe von Amplituden- und Phasenresonanzfunktion bestätigen die anhand des Stabilisierungsgrades gewonnenen Erkenntnisse.

3.3.3 Massenträgheit

Zur Beeinflussung des Schwingungsverhaltens kann das Massenträgheitsmoment J_S verändert werden. Eine Visualisierung dieses Zusammenhanges ist in Abb. 3.13 gegeben. Das Massenträgheitsmoment wird dabei schrittweise in Abstufungen von 25 Prozent um den Ausgangswert geändert. Für den Stabilisierungsgrad, welcher in Abb. 3.13 a dargestellt ist, zeigt sich, dass dieser für hohe Massenträgheitsmomente ebenfalls hohe Werte annimmt ($1,75 \cdot J_S$). Dabei verschiebt sich die Resonanzfrequenz hin zu tieferen Frequenzen mit einer deutlich höheren Ausbildung der Resonanzüberhöhung. Die Flanken verlaufen mit zunehmender Massenträgheit steiler und ergeben ein schmaleres Frequenzband, indem die Schwingungen des angeregten Systems angefacht werden. Dies bedeutet, dass der Stabilisierungsgrad negative Werte annimmt und bei einer Anregung innerhalb dieses Frequenzberei-

ches das System zum Aufschwingen neigt. Bei der Wahl eines geringen Massenträgheitsmomentes verschiebt sich die Resonanzfrequenz zu höheren Frequenzen und zeigt eine deutlich geringere Resonanzamplitude. Der Stabilisierungsgrad erreicht selbst bei höheren Frequenzen nur geringe Werte und zeigt ein breites Frequenzband, in dem der Stabilisierungsgrad negative Werte annimmt ($0,25 \cdot J_s$). Für das angestrebte Ziel, eine Stabilisierungsbaugruppe auf Basis einer Trägheitsstabilisierung in einem Doppelfernrohr zu verwirklichen, ist das Massenträgheitsmoment hoch zu wählen.

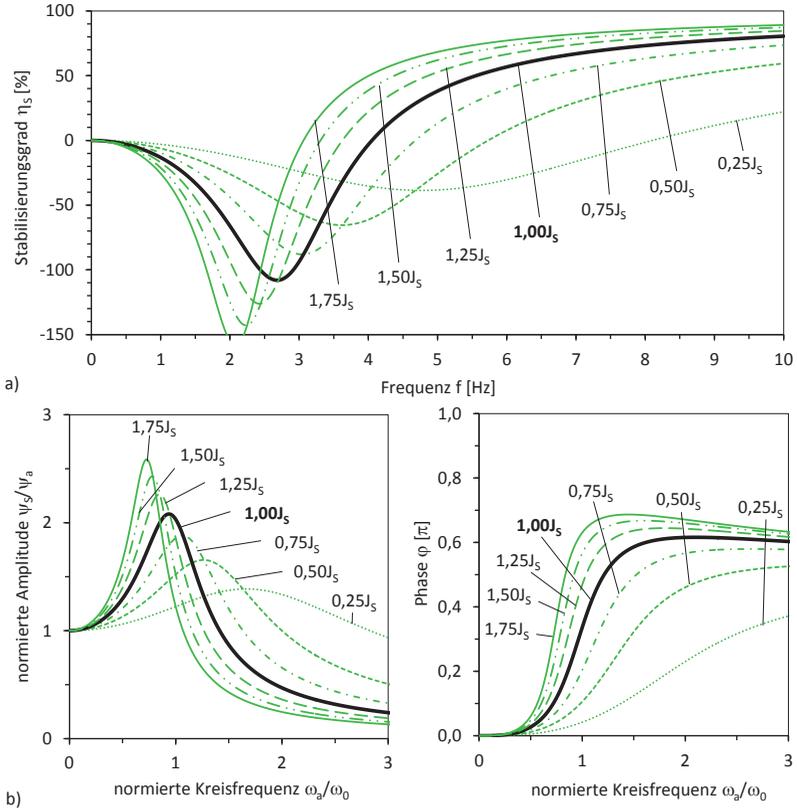


Abb. 3.13: Variation des Massenträgheitsmomentes

a) Stabilisierungsgrad
[Dob11]

b) Amplituden- und Phasenfrequenzgang

Zur Sicherstellung der Funktion ist sogar eine gewisse Mindestmassenträgheit zwingend erforderlich (Kapitel 5.3). Eine Limitierung des Massenträgheitsmomentes, welches durch den Abstand der Massenschwerpunkte von Prisma und Gegengewicht zum passiven Drehpunkt gebildet wird, ergibt sich durch den begrenzten Bauraum sowie durch die Gesamtmasse des Stabilisators. Als Bauraum steht der Bereich zwischen Objektiv und Okular zur Verfügung, womit die Länge des beweglich aufgehängten Stabilisator tubes beschränkt wird. Die Masse des Stabilisator tubes wird wesentlich von den Massen des Bildumkehrprisma und dem Gegengewicht bestimmt, die sich an den beiden Enden des Stabilisator tubes befinden.

den. Für ein handgeführtes Gerät ist ein Kompromiss hinsichtlich der Stabilisatormasse zu finden, damit das Gewicht des Gesamtgerätes in einem vertretbaren Rahmen bleibt. Ein serientaugliches Doppelfernrohr sollte nach Möglichkeit eine Grenzmarke für das Gesamtgewicht von 1,2 Kilogramm nicht überschreiten.

Die Änderung des Massenträgheitsmomentes J_s ermöglicht die Verschiebung der Resonanzfrequenz bei gleichzeitiger Änderung der Resonanzamplitude.

Die Amplituden- und Phasenresonanzgänge zeigen bei schrittweiser Veränderung des Massenträgheitsmomentes das in Abb. 3.13 b abgebildete Verhalten. Diese korrespondieren mit den zuvor besprochenen Kurvenverläufen für den Stabilisierungsgrad und ermöglichen die gleichen Schlussfolgerungen. Durch die Variation des Massenträgheitsmomentes lässt sich die Resonanzkreisfrequenz verschieben. Bei einer Erhöhung des Massenträgheitsmomentes ergibt sich eine geringere Resonanzkreisfrequenz, wobei die Amplitude steigt. Bei einer Verringerung des Massenträgheitsmomentes verschiebt sich die Resonanz zu höheren Kreisfrequenzen. Gleichzeitig nimmt ihre Amplitude ab. Somit führt eine Steigerung des Parameters Massenträgheit zur Verringerung der Resonanzfrequenz, während eine Steigerung der Drehfederkonstante zu einer Erhöhung der Resonanzfrequenz führt und damit zu einem genau entgegengesetzten Verhalten. Der Phasengang steigt für hohe Massenträgheitsmomente stark an und erreicht ein Maximum oberhalb eines Kreisfrequenzverhältnisses von eins. Eine vollständige Phasenverschiebung um π wird nur für den theoretischen Fall eines unendlich großen Massenträgheitsmomentes erreicht. Für kleine Massenträgheitsmomente sind nur deutlich geringere Phasenverschiebungen möglich. In diesem Fall steigt die Kurve flach aber stetig an.

3.3.4 Optimierung der Einflussparametergrößen

Um den Kurvenverlauf des Stabilisierungsgrades an die Zielvorgabe aus Abb. 2.9 anzugleichen, ist eine Variation aller drei Parameter gleichzeitig notwendig. Ein Vorschlag für die Kombination der Parameter lässt sich aus den Kurvenscharen von Abb. 3.11 bis Abb. 3.13 direkt ableiten. Dieser ist in der folgenden Tabelle festgehalten. Die darin enthaltenen Werte der einzelnen Parameter werden bei der Entwicklung des Funktionsdemonstrators herangezogen.

Tab. 3.4: Ergebnisse für Einflussgrößen
(Simulationsausgangsdaten)

	Dämpfungskonstante D_δ [kgm ² /srad]	Drehfederkonstante c_ψ [Nm/rad]	Massenträgheitsmoment J_s [kgm ²]
Eingang Tab. 3.3	$3,49 \cdot 10^{-3}$	$55,6 \cdot 10^{-3}$	$342,75 \cdot 10^{-6}$
	(1,75 D_δ)	(0,25 c_ψ)	(1,00 J_s)
Ausgang	$6,11 \cdot 10^{-3}$	$13,9 \cdot 10^{-3}$	$342,75 \cdot 10^{-6}$

Um die Resonanz abzuschwächen, ist eine Erhöhung der Dämpfungskonstante nötig. Es wurde ein Wert gewählt, welcher um 75 Prozent über dem Startwert liegt. Zur Verschiebung der Resonanzfrequenz, hin zu tieferen Frequenzen, wird die Drehfederkonstante auf 25 Prozent des Startwertes reduziert. Ein ähnlicher Effekt ist zu erreichen, wird das Massenträgheitsmoment um 75 Prozent erhöht. Dies geht jedoch mit einer deutlichen Zunahme des

Gesamtgewichts des Fernrohres einher. Aus diesem Grunde wurde auf eine Erhöhung der Massenträgheit verzichtet.

Der sich daraus ergebende Verlauf für Stabilisierungsgrad, Amplituden- und Phasengang ist dem Diagramm in Abb. 3.14 zu entnehmen.

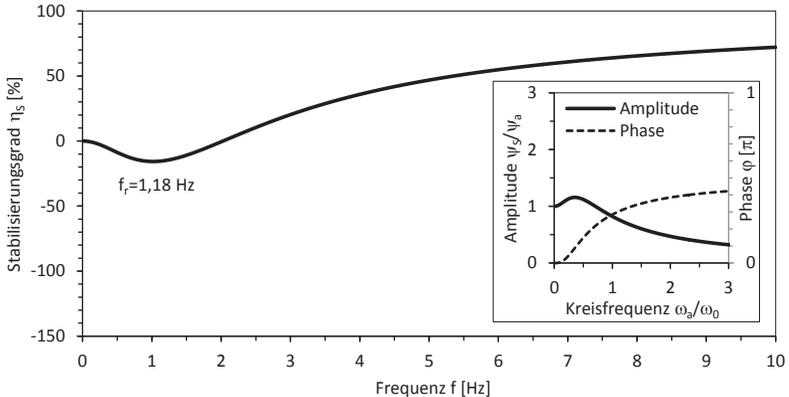


Abb. 3.14: Schwingverhalten für optimierte Parameter
(Stabilisierungsgrad sowie Amplituden- und Phasenresonanzfrequenzgang)

Das analytische Modell zeigt einen Weg auf, der eine zielgerichtete Einflussnahme auf das Stabilisierungsverhalten eines passiv stabilisierten Doppelfernrohres ermöglicht. Das vorgegebene Ziel, die Resonanz gering zu halten und deren Frequenz zu einem Hertz hin zu verschieben, liegt im Bereich des theoretisch Möglichen. Beim Vergleich des Startsystems, dessen Kurvenverlauf in Abb. 3.10 dargestellt ist, tritt der Unterschied zur optimierten Variante deutlich hervor.

Die Verschiebung der Resonanzfrequenz zu tieferen Frequenzen und die Verringerung der Resonanzamplitude haben zur Folge, dass der Stabilisierungsgrad für höhere Frequenzen geringere Werte besitzt. Da für Frequenzen oberhalb von 5 Hertz nur sehr geringe Störwinkelamplituden eingetragen werden, stellt dies für die passive Stabilisierung keinen Nachteil dar.

4 Beschreibung des Lösungsweges

Die Beschreibung der Lösung erfolgt detailliert für die passive Bildstabilisierung, wobei grundlegende Anforderungen ebenso für eine aktive Variante Gültigkeit besitzen. Lösungen für eine aktive Bildstabilisierung werden im Kapitel 4.2 diskutiert, so dass ein Eindruck der nötigen Schritte, die zu einer aktiven beziehungsweise hybriden Bildstabilisierung führen, gewonnen werden kann.

4.1 Lösungsansatz für passive Bildstabilisierung

Mit den bisher angestellten Betrachtungen konnten die Randbedingungen für eine passive Bildstabilisierungsbaugruppe (Stabilisator) festgelegt werden. Um diese zusätzliche Funktion in ein Doppelfernrohr zu integrieren, ist ein Konzept für eine Lösung zu erarbeiten, welches verschiedenen Gesichtspunkten im gleichen Maße Aufmerksamkeit schenkt. Zur Konzepterstellung wird ein morphologischer Kasten bemüht, in dem die Anforderungen sowie mögliche Lösungen gemeinsam enthalten sind und einander zugeordnet werden können. Dieses Modell kann sowohl von der Anforderungsmenge als auch von seiner Lösungsmenge beliebig erweitert werden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird in Tab. 4.1 lediglich die Menge dargestellt, die eine naheliegende und in die Praxis umsetzbare Lösung verspricht. Die aufgeführten Anforderungen und Lösungen haben nicht den Anspruch der Vollständigkeit, sondern skizzieren vielmehr die Systematik beim Herangehen an die Lösungsfindung. Eine kurze Vorstellung der Anforderungen erfolgte bereits in Abb. 1.3. Diese sollen anhand der vier Schwerpunkte

- Ergonomie
- Optik
- Bildstabilisierung
- Sicherheit

eingehend diskutiert werden, und sind bei der Umsetzung zu berücksichtigen. Dabei wird eine weitere Unterscheidung vorgenommen in Anforderungen, die für die Funktionsweise eines stabilisierenden Doppelfernrohres zwingend notwendig sind (**Obligo**) und Anforderungen, die eine Erweiterung der Grundfunktion darstellen (**Vakanz**). Der gezeigte morphologische Kasten beschreibt in Matrixform mögliche Lösungen (Ordinate) für die gestellten Anforderungen (Abszisse). Existiert für eine Anforderung eine Lösung, so ist das Feld, indem sich beide kreuzen, eingefärbt. Die Gesamtheit aller eingefärbten Felder ergibt die Lösungsmenge, aus welcher die umzusetzende Lösung bestimmt wird. Existieren mehrere Lösungen für eine Anforderung, so werden diese in einem Variantenvergleich bewertet und gefiltert. Dabei orientiert sich die Auswahl einer Teillösung daran, wie sie in das Gesamtkonzept eines Demonstrators zum experimentellen Nachweis der Funktion eingliederbar ist. Die gewählte Vorzugslösung ist mit Punkten in der Matrix von Tab. 4.1 markiert.

Ergonomie

Eine Beschränkung der im Bereich Ergonomie gefundenen Lösungsmenge wird durch die Kernforderung, eine Knickbrücke [01] zur Einstellung des Augenabstandes [A] zu verwenden, auferlegt (Abb. 1.3). Durch eine Knickbrücke werden die beiden Gehäusehälften eines Doppelfernrohres drehbar innerhalb einer Winkelspanne ($\Delta\beta$) miteinander verbunden. Durch

Knicken der beiden Gehäusehälften wird die Anpassung des Augenabstandes in einem Bereich von 55 mm bis 75 mm ermöglicht.

Tab. 4.1: Morphologischer Kasten

Legende: □ keine Lösung, ■ Lösung, • Vorzugslösung

Anforderungen (O - Obligo, V - Vakanz) und mögliche Lösungen

BS Bildstabilisierung, SP Schwerpunkt, D_p Drehpunktlage Prisma, * einfache oder erweiterte Stereoskopie [Car07]

	31	30	29	28	27	26	25	24	23	22	21	20	19	18	17	16	15	14	13	12	11	10	09	08	07	06	05	04	03	02	01					
Energieernte																																				
Sensorik, Aktorik																																				
aktive Bewegung			■																																	
Dämpfung																																				
Federschwinger					•																															
Kugellager																																				
Gleitlager																																				
Federlager																																				
Softanschlag																																				
Arretierung (Z, ψ, γ)																																				
frequenzselektive BS																																				
winkelselektive BS																																				
SP im Drehpunkt																																				
D _p im Prismen-SP																																				
passive D _p																																				
Duostabilisator																																				
Monostabilisator																																				
Gasfüllung (N ₂)																																				
Abmessung Optik																																				
Apertur (frei Öffnung)																																				
Korrekturoptik für BS																																				
Fenster, Keil																																				
Okular	■																																			
Versatzprisma																																				
Geradsichtprisma																																				
Objektiv																																				
Ent-/Verriegelung BS																																				
Fokusabgleich R/L																																				
Fokussierad																																				
Linearführung																																				
Knickbrücke																																				
Lösung	O	A	V	B	V	C	O	D	E	V	F	V	G	O	H	I	J	K	O	L	M	O	N	O	P	Q	R	S	T	U	V	W	X	Y		
Anforderung	Augenabstand (55-75mm)	Bauraum (Baulänge)	Gewicht	Bedienung (BS)	Bedienung (Fokus)	stereoskopisches Sehen*	Abbildungsfehler	Transmissionsvermögen	Vignettierung, Obstruktion	Beschlagschutz	binokularer Gerätefehler	Prinzipwahl	stab. optisches Element	Gebrauchslagenunabhängigkeit	Kompensation ±1,5°	Kompensation ±5,0°	Berücksichtigung Panning	Sehkanalkopplung	Energieautarktheit	Geräuschemission	Nulllagesicherheit	Transporticherung	Winkelbegrenzung	Endlagendämpfung	Bewegungshemmung											
	Ergonomie				Optik								Bildstabilisierung								Sicherheit															

Einschränkungen sind beim Einstellen des geringsten Augenabstandes hinzunehmen. Die Ursachen hierfür liegen in der Vergrößerung der Teilgehäusedurchmesser aufgrund zusätzli-

cher Komponenten der Bildstabilisierungseinrichtung und der Verwendung von Geradsichtprismen (Schmidt-Pechan), die dem Zeiss Conquest 15x45 BT* entliehen sind.

Die Verwendung einer Knickbrücke zur Augenabstandseinstellung hat sich beim Bau von Doppelfernrohren etabliert und kann als die klassische Bauform für ein Doppelfernrohr angesehen werden. Um ein unbeabsichtigtes Verstellen des Augenabstandes zu vermeiden, sind die Gelenke der Knickbrücke als Reibgehemme auszuführen. [Kra93] Die Gehäusehälften beinhalten identische Fernrohre und ermöglichen dem Beobachter stereoskopisches Sehen [F]. Weitere Möglichkeiten, die im Sinne einer vollständigen Beschreibung Erwähnung finden sollen, bestehen darin, die Gehäusehälften linear [02] zueinander zu verschieben oder Okulare [09], deren Achse zur Objektivachse einen Parallelversatz aufweist, um die Objektivachse zur Augenabstandseinstellung zu schwenken. Das letztgenannte Vorgehen wird bei allen bereits bekannten Doppelfernrohren mit Bildstabilisierung praktiziert.

Ein die Bildlage stabilisierendes Doppelfernrohr mit einer im klassischen Fernrohrbau üblichen Knickbrücke stellt damit eine Neuheit dar.

Der Bauraum [B], insbesondere die Baulänge eines terrestrischen Doppelfernrohres, wird durch seine Eigenschaften (Vergrößerung, Öffnung) sowie das verwendete Bildumkehrsystem [07, 08] bestimmt. Für die Integration einer Bildstabilisierungseinrichtung (BS) ist der Bauraumbedarf, unabhängig vom gewählten Stabilisierungsprinzip, größer zu bemessen. Ähnlich verhält es sich beim Gewicht [C], welches jedoch in Abhängigkeit vom gewählten Prinzip (passiv, aktiv) eine Zunahme erfährt. Da die passive Bildstabilisierung auf einer Trägheitsstabilisierung [27] beruht, ist die Gewichtszunahme gegenüber der aktiven Bildstabilisierung [29] deutlich höher. Das Gesamtgewicht eines handgeführten Doppelfernrohres mit Bildstabilisierung sollte 1,6 kg nicht überschreiten. Für eine hohe Akzeptanz bei den beabsichtigten Zielgruppen ist das Gesamtgewicht möglichst unter 1,2 kg zu halten. Legt man das Gewicht eines Zeiss Conquest 15x45 BT* von 0,62 kg (Tab. 1.1) zugrunde, so verbleibt für die Stabilisatoren und die Betätigungseinrichtung jeweils ein Maximalgewicht von 0,58 kg. Die Fokussverstellung [D] wird an einem zentralen Fokussierad [03] vorgenommen, welches beide Innenfokussierlinsen gemeinsam entlang der Gehäusetubenachse verschiebt. Es ist eine weitere Verstellmöglichkeit [04] zur Abstimmung der Sehkanäle (R/L) bei unterschiedlichen Fokusslagen eines Augenpaares vorzuhalten. Die Anpassung der Sehkanäle kann dabei durch eine axiale Verschiebung von Objektiv (Fokussierlinse) oder Okular eines Kanals vorgenommen werden. Es wird festgelegt, zum Sehkanalabgleich das Okular zu verwenden, wodurch die Objektive [06] zur Compensation des binokularen Gerätefehlers [K] verwendet werden können. Das „Ein- und Ausschalten“ der Bildstabilisierung [E] soll über einen Ent- und Verriegelungsmechanismus [05] ermöglicht werden. Dieser lässt sich durch Funktionsintegration mit der Transportsicherung [V] verbinden. Die Bedienmöglichkeit hierfür ist nach Möglichkeit ertastbar an einer Position des Gehäuses vorzusehen, die leicht zugänglich ist und das Zuschalten während der Beobachtung ermöglicht.

Optik

Zum Aufbau eines bildstabilisierenden Doppelfernrohres wird auf vorhandene optische Komponenten zurückgegriffen. Diese sind dem Zeiss Conquest 15x45 BT* entliehen und ermöglichen somit eine genaue Beurteilung des Zugewinns an Detailerkennbarkeit durch die Bildstabilisierung im direkten Vergleich (Tab. 1.1). Durch das verwendete Schmidt-Pechan-Prisma [07] erfolgt die Beobachtung bei normalem stereoskopischen Sehen [F]. Um den

stereoskopischen Seheindruck zu erweitern, sind Prismen mit Achsversatz [08] wie beispielsweise Porro-Prismen zu wählen. Eine Korrektur von Abbildungsfehlern [G], die durch die Bildstabilisierung hervorgerufen werden, ist durch eine Anpassung der Optik [11] möglich. Ein entsprechender Vorschlag wurde bereits in Kapitel 3.2.2 unterbreitet. Für eine hohe Transmission [H] ist auf zusätzliche optische Elemente für die Bildstabilisierung im Strahlengang zu verzichten. Stattdessen ist das vorhandene Prismenumkehrsystem für die Störwinkelkompensation heranzuziehen. Einen weiteren Einfluss auf das Transmissionsverhalten [H] hat die Qualität der Optik, die möglichst mit einer Entspiegelung für den sichtbaren Wellenlängenbereich zu versehen ist. Um Vignettierungseffekte [I] zu vermeiden, ist das Bildumkehrsystem [13] ausreichend zu dimensionieren, so dass auch bei einem maximal verkippten Prisma ($\pm 1,5$ Grad) kein Beschnitt des Strahlenbündels stattfindet. Eine weitere Möglichkeit besteht im Abblenden der Öffnung [12], so dass störende Schwankungen der Bildhelligkeit für den Beobachter nicht in Erscheinung treten. Diese Variante erlaubt die Verwendung der vorhandenen Schmidt-Pechan-Prismen und findet beim Aufbau des Demonstrators Berücksichtigung.

Ein Beschlagen [J] bei Temperaturänderung, wie es im täglichen Gebrauch eines Doppelfernrohres vorkommt, kann durch eine Füllung mit Stickstoff [14] verhindert werden. Zur Justage des binokularen Gerätefehlers [K] kann jede optische Komponente [06 bis 11] im Fernrohr herangezogen werden. Die Justierbewegung kann translatorisch (X, Y) oder rotatorisch (ψ, χ) in zwei Freiheitsgraden erfolgen, die senkrecht auf oder zur Ziellinie (Z) stehen. Aus Gründen einer möglichst einfachen Umsetzung wird eine laterale Verschiebung (X, Y) zur Justage gewählt. Es bietet sich an, Objektiv [06] oder Okular [09] zum Gleichrichten der Ziellinien zu verwenden. Für das Okular wurde bereits die Festlegung getroffen, unterschiedliche Fokusslagen eines Augenpaares durch eine axiale Verstellung in einem Sehkanal auszugleichen. Somit ist die Einstellung des Binokularfehlers [K] am Objektiv [06] vorzunehmen. In diesem Zusammenhang soll darauf hingewiesen werden, dass für die Stellbewegung des Objektivs gegenüber einer Okularverstellung ein entsprechend der Fernrohrvergrößerung ($\Gamma' = 15$) höherer Stellweg vorzuhalten ist. Eine Aufteilung der Stellwege auf beide Sehkanäle ist dabei zulässig. Die Ausführung der Objektivverstellung kann mittels radial angeordneter Gewindestellelemente oder einem Doppelzenter [Kra00] erfolgen. Auf die Vorgehensweise zur Justage des binokularen Gerätefehlers für ein passiv bildstabilisierendes Doppelfernrohr wird in Kapitel 7.2 näher eingegangen.

Bildstabilisierung

Die Wahl des Prinzips [L] der Bildstabilisierung beinhaltet zum Einen die Entscheidung zwischen einer passiven [27] und einer aktiven [29] Stabilisierung und zum Anderen die Wahl der Anordnung. Hier kann eine Unterscheidung in Monostabilisator [15] und Duostabilisator [16] vorgenommen werden. In Tab. 4.2. sind Prinzipschaubilder der Anordnungen gezeigt und wesentliche Kriterien zur Entscheidungsfindung zusammengetragen.

Für die Konstellation einer passiven Bildstabilisierung und eines Monostabilisators rückt der passive Drehpunkt in die Achse der Knickbrücke (Abb. 4.1 a) oder liegt auf der Spiegelebene der Gehäusehälften (Abb. 4.1 b), die durch die Achse (1) der Knickbrücke verläuft. Für die in Abb. 4.1 a gezeigten Varianten liegt der mit dem passiven Drehpunkt (3) zusammenfallende Stabilisatorsschwerpunkt (5), [19] auf der Knickachse (1). Um bei Verstellung der Knickbrücke den Schwerpunkt (5) im passiven Drehpunkt (3) zu halten, müssen die Stabilisatorflügel (6) mit Gegengewichten (7) ausgestattet sein.

Tab. 4.2: Anordnungen zur Bildstabilisierung im Doppelfernrohr
Wertung: -1 negativ, 0 neutral, 1 positiv

Conquest 15x45 BT* S

- 1 Knickachse
- 2 Ziellinie
- 3 Drehpunkt
- 4 Federgelenk (kardan.)



Kriterien	Monostabilisator	Wert	Duostabilisator	Wert
Knickbrückendesign	bedingt (hoher Aufwand)	-1	uneingeschränkt	1
Massenträgheit	hoch	1	relativ hoch	0
Gebrauchslage	uneingeschränkt	1	uneingeschränkt	1
Summe	-	1	-	2

Nur so ist die Stabilisierung unabhängig von der Gebrauchslage [N] gegeben. Jedoch wird die Handhabung des Doppelfernrohrs durch die Zusatzgewichte (7) erheblich beeinträchtigt, da Gewicht [C] und Abmessungen [B] des handgeführten Gerätes deutlich zunehmen.

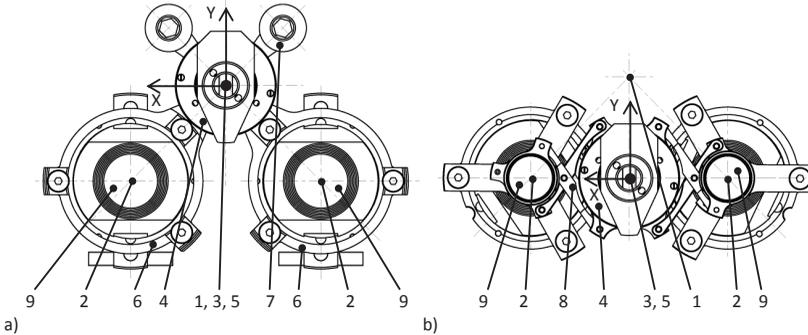


Abb. 4.1: Varianten des Monostabilisators mit Knickbrücke

a) Ausgleichgewicht

b) Scherengelenk

- 1 Knickachse, 2 Ziellinie, 3 passiver Drehpunkt, 4 kardanisches Drehfedergelenk, 5 Schwerpunkt (SP), 6 Stabilisatorflügel, 7 Gegengewicht, 8 Scherengelenkanordnung, 9 Schmidt-Pechan-Prisma

Eine zweite Variante ist in Abb. 4.1 b dargestellt. Der passive Drehpunkt (3) fällt wiederum mit dem Schwerpunkt (5) der Stabilisatorbaugruppe [19] zusammen. Jedoch werden beide gemeinsam bei Betätigung der Knickbrücke in der Spiegelebene (Y-Z) verschoben, wobei sich der Abstand der Punkte zur Knickachse (1) ändert. Das symmetrische Verfahren der Prismen (9) bezüglich der Spiegelebene zwecks Einstellung des Augenabstandes erfolgt durch eine Hebelkinematik in Form von Scherengelenken (8). Aufgrund der Vielzahl von Gelenkstellen wird der Aufwand, um die Lose in den Gelenken und damit die Bewegungshysterese gering zu halten, hoch eingeschätzt. Aus ökonomischer Sicht wird eine solche Lösung damit unattraktiv. Bei der Ausführung einer passiven Bildstabilisierung als Duostabilisator wird jeder Sehkanal getrennt voneinander stabilisiert. Die beiden identischen Stabilisatorbaugruppen sind als Tuben ausgeführt, so dass der konvergente Strahlengang auch bei einer Relativverkipfung zwischen Fernrohrgehäuse und den Stabilisator tuben keinen Beschnitt erleidet. Um die Ziellinien beider Sehkanäle während der stabilisierten Freihandbeobachtung parallel zu halten, ist das Schwingungsverhalten zu synchronisieren [R]. Geeignete Maßnahmen werden in Kapitel 5 ausführlich beschrieben.

Es zeigt sich, dass die Ausführung einer passiven Einrichtung zur Stabilisierung der Bildlage als Duostabilisator gegenüber dem Monostabilisator einige Vorteile mit sich bringt. Dieser wird deshalb weiter verfolgt.

Für die Kompensation der Bewegungsunruhe auf unbewegtem Untergrund ist ein Winkelbereich von $\pm 1,5^\circ$ ausreichend [O]. Dies ermöglicht die uneingeschränkte Nutzung für die beabsichtigten Hauptanwendungsgebiete Astronomie, Sport und Naturbeobachtung. Der kardanisch beweglich im Fernrohrgehäuse befestigte Stabilisator tubus ist um zwei sich orthogonal kreuzende Achsen (ψ , χ) drehbar gelagert. Die Lagerung jeder Achse erfolgt dabei an zwei symmetrisch zum Drehpunkt liegenden Stellen, die in Richtung der jeweiligen Drehachse in einem möglichst großen Abstand zueinander liegen sollen. Für die Lagerung können Feder-, Gleit-, Wälzlager verwendet werden (Tab. 4.3). [The032] Eine Federlagerung [24] besitzt gegenüber den anderen Varianten einige Vorteile. Ein wesentlicher Vorzug ist die genau reproduzierbare Nulllage [U] durch die fortwährend konstante Federrückstellkraft. Die reproduzierbare Lageausrichtung der Stabilisatoren ist zum Austarieren [N] der Schwerpunktlage und auch bei der Justage des binokularen Gerätefehlers [K] zwingend notwendig. Um die Grundjustage ein Geräteleben lang aufrechtzuerhalten, sind die Biegefedergelenke gegen Überbeanspruchung zu sichern [V]. Der geforderte Kompensationswinkelbereich von $\pm 1,5$ Grad [O] kann sicher und dauerhaft reproduzierbar durch ein entsprechend dimensioniertes Biegefedergelenk erreicht werden und stellt für das kardanische Gelenk die bevorzugte Wahl dar. [Kra93]

Für Kompensationswinkel von $\pm 5,0$ Grad und mehr, wie sie bei der Verwendung eines Doppelfernrohres auf bewegtem Untergrund beispielsweise in der Schiff- und Luftfahrt anzutreffen sind, stößt eine Federlagerung an ihre Grenzen, da Verformungen im plastischen Bereich stattfinden, die sogar zur Zerstörung der Feder führen können. In diesem Fall muss auf Gleitlager [25] oder Wälzlager [26] zurückgegriffen werden. [Mat94], [Kra93] Nachteilig ist, dass Gleit- und Wälzlager nicht frei von Lose und Reibung sind sowie zum Stick-Slip-Effekt neigen, wodurch die Nulllagesicherheit [U] nicht gegeben ist und der Einsatz in einem passiv stabilisiertem Doppelfernrohr eingeschränkt wird.

Tab. 4.3: Vergleich verschiedener Lagervarianten
Wertung: -1 negativ, 0 neutral, 1 positiv

Kriterien	Federlager	Wert	Gleitlager (Spitzenlager)	Wert	Wälzlager (Kugellager)	Wert
Reibung	frei	1	gering	0	gering	0
Spiel	frei	1	kompensierbar	0	kompensierbar	0
Stick-Slip	frei	1	vorhanden	-1	vorhanden	-1
Rückstellmoment	vorhanden	1	nicht vorhanden	-1	nicht vorhanden	-1
Stellwinkel	begrenzt	-1	unbegrenzt	1	unbegrenzt	1
Stoßbelastung	empfindlich	-1	empfindlich	-1	unempfindlich	1
Geräusch	frei	1	gering	0	gering	0
Schmierung	frei	1	frei	1	erforderlich	-1
Verschleiß	frei	1	gering	0	gering	0
Summe	-	5	-	-1	-	-1

Durch die Wahl einer passiven Stabilisierung, die auf der Basis eines trägheitsstabilisierten Schwingers beruht, kann Einfluss auf das Verhalten bei der Nachführbewegung, dem sogenannten Panning [Q], genommen werden (Kapitel 3.3.1 und Kapitel 5.1.2). Eine Möglichkeit besteht darin, die Resonanzfrequenz des mechanischen Schwingers so zu legen, dass die

Bewegungsunruhe kompensiert wird, jedoch Bewegungen zur Objektverfolgung unkompenziert bleiben. Diese Form wird als frequenzselektive Bildstabilisierung [21] bezeichnet. Eine weitere Möglichkeit besteht in der unterschiedlichen Abstimmung der Dämpfung für zunehmende Auslenkwinkelamplituden. So werden Bewegungen mit hohem Auslenkwinkel, die dem Panning zugeordnet werden können, stärker gedämpft (Kriechfall) und bleiben unstabilisiert. Da als Unterscheidungsmerkmal der Auslenkwinkel verwendet wird, liegt es nahe, diese Form der Bildstabilisierung als winkelselektiv [20] zu bezeichnen. Durch die Wahl einer passiven Bildstabilisierung [27] entstehen keine Geräusche [T], die die Beobachtungsszenerie stören, was insbesondere bei der Naturbeobachtung eine hohe Priorität besitzt. Als weiteren Vorteil ist die energieautarke Nutzung [U] anzufügen, da keine Zufuhr von Energie nötig ist, um die Bildstabilisierungsfunktion bereitzustellen.

Sicherheit

Zum Schutz der feingliedrigen Biegefedergelenke, lassen sich Sicherheitsmaßnahmen vorsehen, die zu einer langen Gerätelebensdauer beitragen. Für den Stabilisator ist eine Begrenzung des Drehwinkels [W] sowie eine Selbstsicherung außerhalb der Benutzung [V] vorzusehen. Die Begrenzung des Drehwinkels kann durch einen „weichen“ Anschlag [23] realisiert werden, der in einem möglichst großen Abstand zum passiven Drehpunkt liegen sollte, um beim Anschlagen große Hebelmomente, die auf die Federgelenke wirken und zu einer Beschädigung führen können, zu vermeiden. Im gesicherten Zustand verhindert ein Verriegelungsmechanismus [V] die Bewegung der Stabilisatoren, so dass der Kraftkreis ohne Beteiligung der Federgelenke geschlossen wird. Die Verriegelung lässt sich für das stabilisierte Sehen durch den Benutzer entsichern [E] und gibt die Bewegung der Stabilisatoren für die zur Störwinkelkompensation benötigten Freiheiten ψ und χ frei. Die größte Gefährdung für die Gelenke geht von Stößen während des Transportes aus.

Insbesondere Schockbelastungen, die den Stabilisator rotatorisch in ψ - und χ -Richtung auslenken oder die Federgelenke auf Abscherung beanspruchen (Z), können zu einem Versagen führen. Somit sind die zu sichernden Freiheiten bekannt. Ideen für Anordnungen zur Drehwinkelbegrenzung [W] und Transportsicherung [V] sind in Abb. 4.2 für den gesicherten Zustand gezeigt.

Es versteht sich, dass bei einer Ausgestaltung die gezeigten Anordnungen abgewandelt und miteinander kombiniert sein können. Eine wirksame Sicherung des Stabilisator tubes gegenüber äußeren Belastungen während des Transportes ist durch **Kraftschluss** gegeben. Im einfachsten Fall kann dies durch eine am Gehäusetubus befestigte verstellbare Blende (Irisblende) erfolgen. Im gesicherten Zustand greift diese in eine umlaufende Nut am Stabilisator tube und bildet somit einen wirksamen Schutz gegen Schockbelastungen für die gefährdeten Freiheiten Z, ψ und χ . Denkbar ist, dass zur Entsicherung durch eine zentrale Betätigung [E] zweier Bowdenzüge, die gegen eine Feder arbeiten, den Blendenmechanismus aufziehen. Nachteilig wirkt sich aus, dass die verstellbare Blende den Durchmesser der Gehäusetuben wesentlich vergrößert. Geringeren Bedarf an Bauvolumen beansprucht die in Abb. 4.2 a gezeigte Variante, wobei ein flexibles schlauchartiges Band (3), welches ringförmig im Inneren des Gehäusetubus (1) liegt, zur Sicherung verwendet wird. Eine Seite des Bandes ist fest mit dem Gehäusetubus verbunden, während die andere Seite an einem im Gehäusetubus axial verschiebbaren Ring (4) befestigt wird. Ist der bewegliche Ring gegen den Gehäusefestanschlag verschoben, so baucht das flexible Band (3) nach innen aus und greift in einen ringförmigen Ausbruch im Stabilisator tube (2). Damit ist dieser kraftschlüssig gesichert. Beim Betätigen der Bildstabilisierungstaste [E] entfernt sich der Ring vom Festanschlag

und zieht die Wulst zurück. Die nach dem Zurückziehen bleibende Ausbauchung wird zur Drehwinkelbegrenzung [W] verwendet. Eine weitere Möglichkeit einer kraftschlüssigen Transportsicherung ist in Abb. 4.2 b dargestellt. Hierbei ist eine Membran (6) am beweglich gelagerten Stabilisatorhub (2) befestigt. Die Sicherung erfolgt dabei durch ein axiales Klemmen (4), wobei die Membran geringfügig verformt wird. Somit wird ein Übertragen von Momenten verhindert und Kräfte in Z-Richtung deutlich abgeschwächt. Das Doppelfernrohr soll mit und ohne zugeschalteter Bildstabilisierungsfunktion benutzt werden können. Aus diesem Grund muss die Sperrung beider Sehkanäle synchron erfolgen, andernfalls wird ein Zustand „eingefroren“, bei dem sehr wahrscheinlich große binokulare Gerätefehler auftreten. Um während der stabilisierten Beobachtung Membrane (6) und Gelenke vor Beschädigung zu schützen, ist eine Begrenzung der Drehwinkel für die Stabilisatoren vorzusehen.

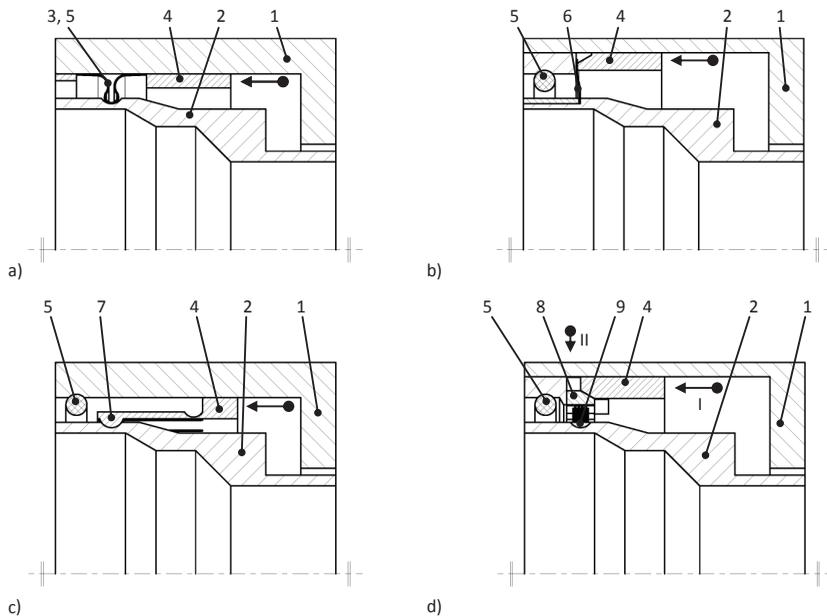


Abb. 4.2: Transportsicherung und Winkelbegrenzung

a) Kraftschluss radial

b) Kraftschluss axial

c) Formschluss geometrisch bestimmt

d) Formschluss geometrisch unbestimmt

1 Gehäusetubus, 2 Stabilisatorhub, 3 Band, 4 Verriegelung, 5 Drehwinkelbegrenzung (Gummiring),

6 Membran, 7 Federfinger, 8 Keilsegment mit Bürsten, 9 Bürsten

Verriegelung: gesichert ● entsichert ←○

Im einfachsten Fall kann dies durch einen „weichen“ Anschlag [23], der sich kreisförmig an einer Innenmantelfläche des Gehäusetubus (1) abstützt, erfolgen. Als Anschlag kommen Ringe (5), Schläuche, Bürsten (9) oder ähnliches in Frage, die aus einem Werkstoff gefertigt sind, der bereits bei geringer Stoßenergie elastisch verformt wird und im Anschluss wieder seine ursprüngliche Form erlangt. Diese Variante der Winkelbegrenzung kann ebenso bei allen verbleibenden Varianten praktiziert werden.

Eine weitere Möglichkeit stellt eine Transportsicherung mittels **Formschluss** dar. Eine Variante mit geringem Bauraumbedarf wird in Abb. 4.2 c präsentiert. Dabei wird ein an einem Ende geschlitzter Ring (4) im Gehäusestabus (1) axial geführt. Das Schlitzmuster bildet eine Vielzahl einzelner Federfinger (7), die an ihrem freien Ende eine nach innen gerichtete Wulst zeigen. Diese greift im gesicherten Zustand formschlüssig in eine am Stabilisatorstabus (2) befindliche umlaufende Nut. Zum Entsichern wie auch zum Sichern muss der Arretierungsring (4) axial verschoben werden. Dies bedingt eine radiale Auslenkung der Federfinger während der Verschiebebewegung und damit eine Kraftwirkung auf die Biegefedergelenke des Stabilisators. Die Richtung der Kraft kehrt sich beim Sichern gegenüber dem Entsichern um. Bei der Auslegung der Federfinger ist darauf zu achten, dass die Biegefedergelenke keinesfalls über den zulässigen Bereich (Kapitel 5.2.1) hinaus beansprucht werden. Wandelt man den zuvor beschriebenen Mechanismus geringfügig ab, so kann eine Krafteinwirkung auf die Gelenke der Kardanik beim Arretieren und Entarretieren vermieden werden. Dafür sind Stabilisatorstabus (2) und Verriegelungsring (4) als formschlüssiges Bajonett auszuführen. Der Verriegelungsring wird zum Arretieren der Stabilisatorbaugruppe axial verschoben und zum Ende der Bewegung um seine eigene Achse gedreht. Dabei greifen Elemente von Stabilisatorstabus und Verriegelung formschlüssig ineinander. Beim Entarretieren läuft die Bewegung in umgekehrter Reihenfolge ab. Eine wirksame Sicherung gegen Stöße beim Gebrauch kann durch die Verwendung von Bürsten erreicht werden (Abb. 4.2 d). [The10] Dabei befinden sich „weiche“ Bürsten (9) umlaufend auf dem äußeren Umfang des Stabilisatorstabus. Im gesicherten Zustand greifen in diese weitere Bürsten (8), die radial verschiebbar im Fernrohrgehäuse angebracht sind. Die im Fernrohrgehäuse befindlichen Bürstensegmente (8) werden über ein Keilgetriebe (II) in Eingriff gebracht, welches durch Verschieben (I) des Verriegelungsringes (4) angesteuert werden kann. Bei Auslösen des stabilisierten Sehens wird die Verriegelung (4) zurückgezogen (I) und die im Gehäuse befestigten Bürstensegmente (8) werden durch Federn radial nach außen geführt. Für alle Transportsicherungen ist der gesicherte Zustand bezüglich des binokularen Gerätefehlers zu überprüfen und gegebenenfalls zu korrigieren. Hierfür sind entsprechende Verstellmechanismen vorzuhalten. Eine größere Dämpfung für die Endlage [X] kann durch eine winkelselektive Dämpfung [28], die in Kapitel 5.1.2 genauer beschrieben wird, erreicht werden (Abb. 5.5). Weiterhin sind verschiedene Bedieneinstellungen wie Augenabstandseinstellung mittels Knickbrücke [01] und Fokusverstellung [03, 04] bewegungshemmend [Y] auszuführen, um ein unbeabsichtigtes Verstellen zu verhindern. Der sich aus dem morphologischen Kasten (Tab. 4.1) für die passive Stabilisierung der Bildlage ergebende Lösungsschlüssel wird mit

A01-B07-C27-D03/04-E05-F07-H12-I12-K06-L16/17/24/27/28-M07-N19-O21-Q21-S27-T27-U24-V22-W23-X28-Y01/03/04

angegeben. Darin sind Felder, welche die Bildstabilisierung betreffen, fett hervorgehoben. Eine eingehende Beschreibung zur Festlegung der Funktionsparameter und der Gestaltung für die passive Bildstabilisierung wird in Kapitel 5 gegeben. Zuvor soll ein möglicher Lösungsansatz für die aktive Bildstabilisierung erläutert werden.

4.2 Lösungsansatz für aktive Bildstabilisierung

Unter der Voraussetzung gleicher Rahmenbedingungen wie der Verwendung der optischen Komponenten aus dem Zeiss Conquest 15x45 BT* und einer Knickbrücke zur Augenabstandseinstellung besitzen die für die passive Bildstabilisierung angestellten Betrachtungen

zur Lösungsfindung in den Bereichen Ergonomie, Optik und Sicherheit weiterhin ihre Gültigkeit. Ein unterschiedlicher Weg wird für den Bereich Bildstabilisierung beschritten. Es bietet sich für eine aktive Bildstabilisierung die Ausführung [L] als Duostabilisator [16] an, da sich die beiden Sehkanäle auf elektronischem Wege sehr elegant synchronisieren [R] lassen. Gleiches gilt bei der Berücksichtigung der Nulllage [U] des Stabilisators und der Bewegung zur Objektverfolgung [Q]. Für die Drehpunktfrage kann der passive Drehpunkt [17] als auch ein Drehpunkt im Schwerpunkt des Prismas [18] gewählt werden. Die zuvor für die passive Bildstabilisierung getroffenen Aussagen bezüglich der Lagerung [24 bis 26] besitzen weiterhin ihre Gültigkeit (Tab. 4.3). Für geringe Kompensationswinkel ($\pm 1,5$ Grad) [O] stellen Federlager [24] wiederum die zu bevorzugende Variante dar. Eine wesentliche Frage bei der aktiven Stabilisierung stellt die Auswahl der Sensorik und Aktorik dar. Die Sensorik erfasst dabei die Störwinkelamplituden der Freiheitsgrade ψ und χ für einen Sehkanal oder für beide Sehkanäle separat. Werden die Störwinkel für nur einen Kanal aufgenommen, so ist die Stellung der Knickbrücke durch einen Positionssensor zu überwachen. Somit lassen sich entsprechende Stellgrößen für den zweiten Sehkanal ableiten. Die Stellgröße zur Störwinkelkompensation ist damit abhängig von der Drehpunktfrage des Prismas (ϑ_2), dem Störwinkel (ψ_a, χ_a) und der Stellung der Knickbrücke (β). Für die Erfassung der Störwinkel eignen sich beispielsweise Drehratensensoren²⁶, die durch ihre kompakte Bauform leicht im Gehäuse des Doppelfernrohres integrierbar sind. Um eine möglichst lange Beobachtung mit Stabilisierung der Bildlage zu gewährleisten, ist die elektrische Energieaufnahme von Sensorik, Regelungselektronik und im Besonderen Aktorik gering zu halten [30]. Als Aktoren, welche dieser Anforderung genügen, bieten sich elektromagnetische Antriebe wie Schrittmotoren oder Tauchspulenmotoren beziehungsweise piezoelektrische Antriebe wie Piezomotoren an, die aufgrund ihrer geringen Abmessungen leicht integrierbar sind. Die Geräuschemission [T] der zuvor genannten Antriebe kann als vernachlässigbar eingeordnet werden.

Die Energieversorgung des aktiv stabilisierenden Doppelfernrohres ist für einen Tagesausflug sicherzustellen. Dabei kann von einer maximalen ununterbrochenen Beobachtungsdauer von 6 Stunden ausgegangen werden. Soll der Anteil an zuzuführender elektrischer Energie aus einer externen Quelle (Batterie, Akku) gering gehalten werden [S], lassen sich zwei Richtungen verfolgen. Bei der ersten Richtung wird Energie umgewandelt und gespeichert [31], die während des stabilisierten Sehens wieder abgerufen wird. Hierzu lässt sich eine Analogie im Bereich mechanischer Automatikuhren finden. Durch die Bewegung der Hand wird ein Unruhependel in Rotation (kinetische Energie) versetzt und dabei eine Feder gespannt (potentielle Energie). Mit der in der Feder gespeicherten Energie lässt sich das Uhrwerk antreiben. Die Übertragung dieser Analogie ins Doppelfernrohr kann beispielsweise durch die Ausnutzung des Piezoeffektes erfolgen. Dabei werden membran- oder bandförmige Piezokristalle so im Fernrohrgehäuse befestigt, dass eine mechanische Verformung ermöglicht wird. Zusätzlich kann die Piezokristallfolie mit einer Masse (analog Unruhependel) versehen werden, die eine Verformung des Piezokristalls während des Transportes des Doppelfernrohres begünstigt. Die für die Verformung des Piezokristalls aufgewendete mechanische Energie wird in elektrische Energie gewandelt und gespeichert (analog Federspeicher). Für die Speicherung der elektrischen Energie kann beispielsweise ein Kondensator mit einer hohen Kapazität verwendet werden. Die zweite lohnenswerte Richtung kombiniert aktive und passive Bildstabilisierung miteinander und kann als hybride Bildstabilisierung angesehen

²⁶ Drehratensensoren messen die Rotationsgeschwindigkeit. Durch Integration kann der Drehwinkel, welcher in einer bestimmten Zeit zurückgelegt wurde, ermittelt werden. Zusätzlich ist die Kenntnis der Ausgangslage der Stabilisatoren notwendig, um ein synchrones Schwingungsverhalten zu gewährleisten.

werden. Der Stabilisator entspricht im Wesentlichen dem, der bei der passiven Stabilisierung verwendet wird und im passiven Drehpunkt gelagert ist. Wichtig ist, dass der Stabilisator-tubus nicht fest mit der Stellaktork verbunden ist, was bei der Verwendung von Tauchspulennmotoren gegeben ist. Es ist je ein Tauchspulennmotor für die Kompensation von Störwinkeln in ψ - und χ -Richtung vorzusehen. Die Spulen des Motors sind gehäusefest (Stator) und die Anker (Rotor) am Stabilisator-tubus zu befestigen. Dabei wird der Anteil zum Stabilisierungsgrad, welcher nicht durch die passive Stabilisierung aufgebracht wird, durch die aktive Stabilisierung ergänzt. Weiterhin wird die Stabilisierung der Bildruhe bei quasistatischer Anregung besser berücksichtigt. Ein weiterer Vorteil einer solchen Vorrichtung ist, dass bei Erschöpfen der Energiequelle nicht völlig auf eine Stabilisierung verzichtet werden muss. Es sind lediglich Einbußen im Komfort hinzunehmen. Der für eine aktive Bildstabilisierung aus dem morphologischen Kasten (Tab. 4.1) gewonnene Lösungsschlüssel wird mit

A01-B07-C27-D03/04-E05-F07-H12-I12-K06-L**16/18/24/29**-M07-N18-O20-R29-T29-U**24**-V22-W23-X28-Y01/03/04

angegeben. Die Lösung weicht lediglich für die Felder, welche die Bildstabilisierung betreffenden, vom passiven Lösungsschlüssel ab. Diese Felder sind fett hervorgehoben.

5 Passive Bildstabilisierung

Die Anordnung als Duostabilisator zeigt das größere Potential und wird für die Umsetzung einer passiven Stabilisierung der Bildlage herangezogen. Dabei werden zwei Stabilisatoren, die über identische Eigenschaften verfügen, im Gehäuse des Doppelfernrohres untergebracht. Aus Kapitel 0 sind die bestimmenden Parameter

- Dämpfungskonstante D_δ
- Drehfederkonstante c_{Dreh}
- Massenträgheitsmoment J_s

bekannt, die zur Abstimmung der Stabilisierungsbaugruppe herangezogen werden. Dieses Kapitel stellt sich der Frage, wie diese Parameter durch Veränderung stofflicher und geometrischer Eigenschaften beeinflussbar sind. Die Synchronität der beiden Sehkanäle bildet dabei die größte Herausforderung. Dabei ist die exakte Einstellung der Drehfederkonstante von besonderer Bedeutung. Bereits geringe Abweichungen in der geometrischen Form, stofflicher Zusammensetzung (Bearbeitungszustand, Wärmebehandlung) und Montage führen zu einer beachtlichen Veränderung der Drehfederkonstante. Eine Stabilisatorbaugruppe, wie sie für den Funktionsdemonstrator des Zeiss Conquest 15x45 BT* S entworfen wurde, ist in Abb. 5.1 gezeigt.

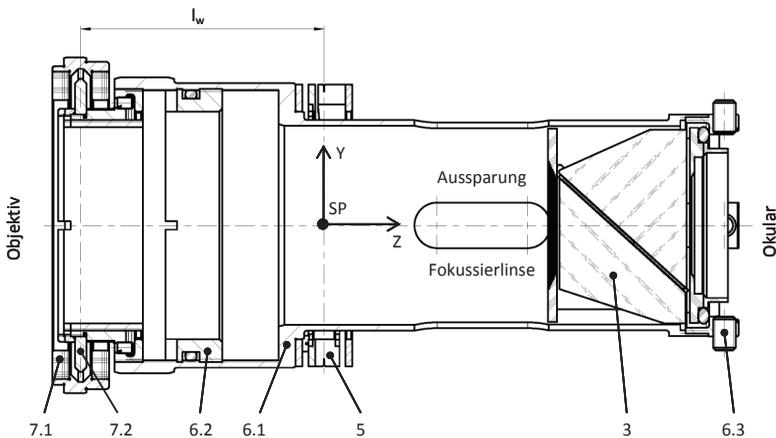


Abb. 5.1: Stabilisatorbaugruppe ($m_s = 0,192 \text{ kg}$)

7.1 Magnetanker (Wirbelstromdämpfung gehäusefest), 7.2 Leiterscheibe (Wirbelstromdämpfung pendelfest), 6.2 Tariermasse horizontale Gebrauchslage, 6.1 Stabilisatorrohr, 5 kardanisches Drehfedergelenk, 3 Schmidt-Pechan-Prisma, 6.3 Tariermasse vertikale Gebrauchslage, SP Schwerpunkt, l_w Wirkhebellänge

Der passive Drehpunkt (Koordinatenursprung) liegt hierbei im Kreuzungspunkt der Rotationsachsen des kardanischen Drehfedergelenkes (5). Über das Federgelenk ist der Stabilisatorrohr beweglich mit dem Fernrohrgehäusetubus (nicht dargestellt) verbunden. Um ein möglichst hohes Massenträgheitsmoment zu erhalten, wurden das Umkehrprismensystem (3) und das Gegengewicht (6.2, 7.2) jeweils an entgegengesetzten Enden des Stabilisatorrohres (6.1) angebracht. Dabei wird im Sinne einer Funktionsintegration als Gegengewicht

ein Teil der Dämpferanordnung (7.2) verwendet. Die Dämpfung erfolgt mittels Wirbelstromdämpfung (WSD). Die Dämpferanordnung besteht aus einem Magnetanker (7.1), der mit dem Fernrohrgehäuse (nicht dargestellt) verbunden ist und ein Permanentmagnetfeld erzeugt. Weiterhin beinhaltet sie eine am Stabilisortubus befestigte Leiterschleife (7.2), die berührungslos in den Arbeitsspalt des Magnetankers (7.1) taucht. Im umgekehrten Fall, bei der Befestigung des Magnetankers am Stabilisortubus (6.1), besteht die Möglichkeit, dass die Magnetfelder der in den Sehkanälen nahe beieinander liegenden Magnetgruppen einander beeinflussen und zum Auslenken der Stabilisatoren führen. Je nach Polung des Magnetankers kommt es zu einer abstoßenden oder anziehenden Kraft. Um die Wirkung magnetischer Kräfte auf die Stabilisatorbaugruppe zu verhindern, werden alle Bauteile aus einem nicht magnetisierbaren Werkstoff gefertigt. Die über ein Gewinde verstellbaren Tarierrmassen (6.2, 6.3) ermöglichen es, den Schwerpunkt (SP) der Anordnung in den passiven Drehpunkt zu legen. Dabei lässt sich die Abstimmung für die horizontale und vertikale Gebrauchslage getrennt und unabhängig voneinander vornehmen. Befindet sich der Schwerpunkt (SP) für diese beiden Extremgebrauchslagen im Drehpunkt, so liegt er auch für alle Gebrauchslagen dazwischen im passiven Drehpunkt. Der Stabilisortubus (6.1) ist entsprechend des vom Objektiv einfallenden Strahlkegels in Richtung Okular verjüngt. Dabei ist dieser mit Aussparungen versehen, die eine Stellbewegung über den gesamten Fokusbereich der im Fernrohrgehäuse (nicht dargestellt) geführten Innenfokussierlinse ermöglichen, ohne die Kippbewegungen (ψ, χ) des Stabilisators zu behindern.

Die in Abb. 5.2 dargestellte Übersicht zeigt, durch welche Größen die Einflussparameter (D_δ, c_ψ, J_s) verändert werden können. Es erfolgt eine Unterscheidung in stoffliche und geometrische Einflussnahme. Eine detaillierte Beschreibung zur Auslegung und Einflussnahme für alle drei Parameter wird in den Kapiteln 5.1 bis 5.3 gegeben.

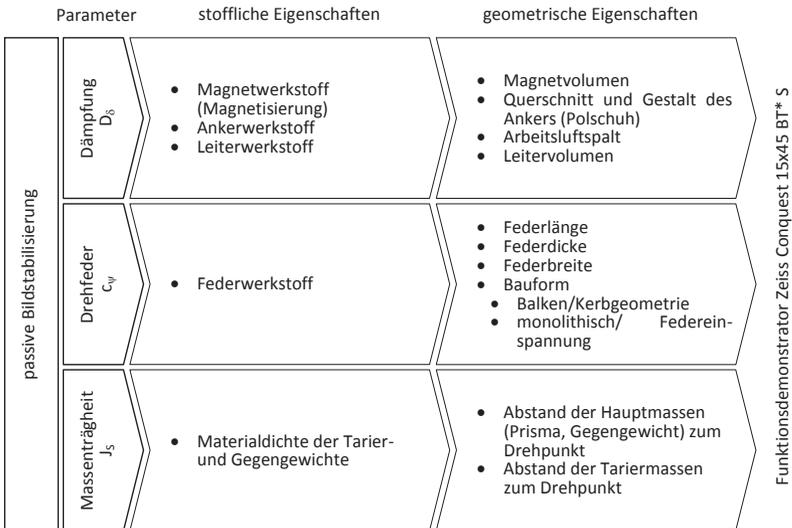


Abb. 5.2: Übersicht der Einflussnahme auf Parameter

5.1 Dämpfung

Der Grund für die Dämpfung einer Schwingung kann häufig auf das Vorhandensein einer Reibungskraft zurückgeführt werden. Obwohl die Art der verwendeten Dämpfung bereits gewählt wurde, sollen an dieser Stelle verschiedene Möglichkeiten erörtert werden. Dabei werden die Gründe herausgestellt, die zur gewählten Wirbelstromdämpfung (viskose Dämpfung) führen. Eine Einteilung der Dämpfung durch Reibung kann anhand der Geschwindigkeit vorgenommen werden, die als Unterscheidungsmerkmal herangezogen wird. [Her99] Somit lassen sich die drei Arten

- geschwindigkeitsunabhängig Reibung
- geschwindigkeitsabhängige Reibung, proportional zur Geschwindigkeit
- geschwindigkeitsabhängige Reibung, proportional zum Quadrat der Geschwindigkeit

für eine Reibungsdämpfung finden. Bei Dämpfung durch eine geschwindigkeitsunabhängige Reibungskraft, die beispielsweise bei Gleit- oder Rollreibung unter Ausschluss von Stick-Slip-Effekten zu finden ist, kommt der einmalig ausgelenkte und sich anschließend selbst überlassene Stabilisator nicht in seiner Nulllage zur Ruhe, sondern außerhalb. Dies steht der Forderung einer reproduzierbaren Nulllage entgegen, die zum Abgleich des binokularen Gerätefehlers vorausgesetzt wird (Tab. 4.1). Somit ist die geschwindigkeitsunabhängige Reibung zur Dämpfung in einem passiv stabilisierten Fernrohr nicht geeignet und wird bei weiteren Betrachtungen nicht berücksichtigt. Aus dem gleichen Grund wurden Gleit- und Wälzlager zur kardanischen Lagerung des Prismas ausgeschlossen (Tab. 4.3). Wird die Stabilisatorbaugruppe durch eine proportional zur Bewegungsgeschwindigkeit abhängige Reibungskraft bedämpft, ist das Newton'sche Reibungsgesetz erfüllt und man spricht von **viskoser Reibung**. Diese ist bei der Bewegung eines Körpers in vielen flüssigen Medien anzutreffen. Ausgenommen von diesem Modell sind thixotrope Flüssigkeiten²⁷. Für die Dämpfung in einem Doppelfernrohr ist eine Flüssigkeitsdämpfung eher ungeeignet. Zum Einen erfordert dies eine Abdichtung des Dämpfers gegenüber der Fernrohroptik und zum Anderen wird das Fernrohr in einem relativ großen Temperaturbereich verwendet, indem die Flüssigkeit immer die gleichen viskosen Eigenschaften aufweisen muss, um eine gleichbleibende Dämpfung sicherzustellen. Eine andere Möglichkeit, das Verhalten einer viskosen Dämpfung zu realisieren, besteht in der Verwendung eines **Wirbelstromdämpfers** (WSD). Dieser wird von einem Magnetanker gebildet, in dessen Arbeitsluftspalt ein Leiter bewegt wird. Im Falle des Doppelfernrohres mit Duostabilisator ist der Magnetanker mit dem Fernrohrgehäuse zu verbinden und der Leiter, in dem sich die Wirbelströme ausbreiten, mit dem Stabilisator-tortubus (Abb. 5.1).

Die Anordnung des Wirbelstromdämpfers, der das Verhalten einer viskosen Dämpfung zeigt, wird für die Lösung zur Bedämpfung der Stabilisatorbaugruppe im Doppelfernrohr gewählt.

Alle weiteren Ausführungen zur Dämpfung in dieser Arbeit beziehen sich auf den Wirbelstromdämpfer. Der dritte Fall zur Bedämpfung des Stabilisators sieht eine Reibungskraft vor, die sich proportional zum Quadrat der Geschwindigkeit verhält. Auf diese Weise lassen

²⁷ Thixotrope Flüssigkeiten gehören zu den nichtnewtonschen Flüssigkeiten, deren Viskosität durch eine anhaltende mechanische Beanspruchung abnimmt.

sich Luftreibungsvorgänge beschreiben. Da die Reibungskraft bei den zu erwartenden Geschwindigkeiten des Stabilisatorrotors erwartungsgemäß klein ausfällt, ist diese für dessen Bedämpfung nicht ausreichend.

5.1.1 Analytische Beschreibung

Der im Stabilisator verwendete Wirbelstromdämpfer ist in Abb. 5.3 dargestellt. Er besteht aus einem gehäusefesten Magnetanker (Stator), in dessen Arbeitsluftspalt sich eine Scheibe (Rotor) aus einem elektrisch leitfähigen Material, die am Stabilisatorrotor befestigt ist, reibungsfrei bewegen kann. Bei einer Relativbewegung von Magnetanker und Leiterscheibe werden durch das Permanentmagnetfeld im Arbeitsluftspalt Wirbelströme induziert. Diese erzeugen ein Drehmoment, welches dem ursprünglichen Moment entgegenwirkt und zum Abbremsen der Bewegung führt. [Her99] Das Ziel für die Auslegung des Wirbelstromdämpfers besteht darin, eine auf den Stabilisator übertragene Störbewegung möglichst zu verhindern oder zumindest stark abzuschwächen. Diesem Vorhaben kommt man nahe, wird die Dämpfung des Schwingers (Stabilisator) für den **aperiodischen Grenzfall** ausgelegt. In Abb. 5.3 a ist der am Gehäuse befestigte Magnetanker (Stator) mit den sich im Luftraum zwischen den Polen ausbreitenden Feldlinien gezeigt. Die im Arbeitsluftspalt zwischen den Polen verlaufenden Feldlinien werden dem Nutzfluss zugerechnet und sind für die Dämpfung im vollen Umfang nutzbar. Feldlinien außerhalb dieses Bereiches werden dem Streufluss zugeordnet und tragen nicht im vollen Umfang zur Dämpfung bei. Die geometrischen Größen, auf die sich bei der Herleitung des Dämpfungsgrades bezogen wird, sind in Abb. 5.3 b abgebildet. Die Darstellungen in Abb. 5.3 c und Abb. 5.3 d zeigen den Dämpfer in der unverkippten Ausgangslage sowie bei einer maximalen Relativverkipfung zwischen Stabilisator und Fernrohrgehäuse von 1,5 Grad. Das von den Feldlinien im Arbeitsluftspalt durchsetzte Leitervolumen bleibt dabei konstant.

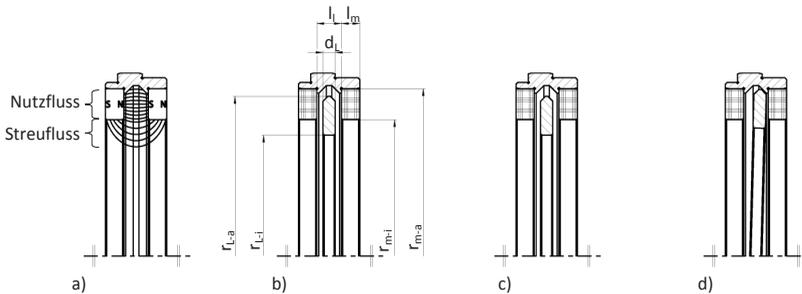


Abb. 5.3: Wirbelstromdämpfer
 a) Magnetanker mit Feldlinien im Luftspalt
 b) Einflussgrößen Geometrie
 c) Wirbelstromdämpfer Nulllage (0 Grad)
 d) Wirbelstromdämpfer ausgelenkt (1,5 Grad)
 d_l Leiterdicke, l_l Arbeitsluftspalt, l_m Magnetdicke, r_{L-i} Leiterinnenradius, r_{L-a} Leiteraußenradius, r_{m-i} Magnetinnenradius, r_{m-a} Magnetaußenradius

Die Dämpfungskonstante D_δ kann durch Gleichsetzen der durch die Wirbelstromdämpfung erzeugten elektrischen Leistung P_e und der benötigten Leistung zur Dämpfung des mechanischen Schwingers P_m ermittelt werden. Zur Herleitung der elektrischen Leistung wird ein Leiter angenommen, der in einem Magnetfeld bewegt wird und eine Spannungsinduktion U_i erfährt. Die Höhe der induzierten Spannung ist abhängig von der Windungszahl N des Leiters

und der Änderung des magnetischen Flusses $d\Phi$ im Zeitintervall dt . Dieser Sachverhalt lässt sich durch das bekannte Induktionsgesetz wie folgt ausdrücken:

$$U_i = -N \frac{d\Phi}{dt} \quad 5.1$$

Der magnetische Fluss Φ lässt sich durch das Produkt aus magnetischer Flussdichte B_l und durchsetzter Flächeneinheit dA beschreiben. Die Angaben beziehen sich auf den mit Feldlinien durchsetzten Arbeitsluftspalt (Nutzfluss) der Magnetanordnung. Wird die Fläche von den Feldlinien nicht senkrecht durchsetzt, so ist der Kosinus des Winkels γ zwischen Flächennormalen und Feldlinien zu berücksichtigen (Gleichung 5.2). Die geringen Winkelauslenkungen ($\psi_a = 0,1$ Grad), denen das stabilisierte Doppelfernrohr durch die Bewegungsunruhe ausgesetzt ist, gestatten die Vereinfachung, die Feldlinien senkrecht zur Fläche des Leiters anzunehmen. Die Fläche lässt sich ebenso durch den in Gleichung 5.3 gegebenen Ausdruck darstellen.

$$\Phi = \int B_l \cdot \cos(\gamma) dA \approx \int B_l \cdot dA \quad 5.2$$

$$dA = d_L \cdot ds \quad 5.3$$

Werden diese Ausdrücke in Gleichung 5.1 eingesetzt und von einer Windungszahl $N = 1$ ausgegangen, so lässt sich für die induzierte Spannung schreiben:

$$U_i = -N \cdot B_l \frac{d_L \cdot ds}{dt} = -B_l \cdot d_L \cdot v \quad 5.4$$

Hierbei ist die Länge des vom Magnetfeld durchsetzten Leiters durch d_L und dessen Tangentialgeschwindigkeit durch v gegeben. Nach der Lenz'schen Regel ruft ein sich zeitlich ändernder magnetischer Fluss einen Induktionsstrom hervor, der der Ursache seiner Entstehung entgegenwirkt. [Kal08] , [Ver70] Der Induktionsstrom lässt sich aus der induzierten Spannung U_i (Gleichung 5.4) und dem ohmschen Widerstand R des Leiters errechnen. Wobei der ohmsche Widerstand aus dem Quotienten von Leiterdicke d_L und dem Produkt der spezifischen elektrischen Leitfähigkeit κ_{20} sowie der mit Feldlinien durchsetzten Leiterfläche A_L gewonnen wird. Für den Induktionsstrom I lässt sich somit Gleichung 5.5 aufstellen. Die Leiterfläche A_L ergibt sich aus den in Abb. 5.3 b dargestellten geometrischen Abmessungen und wird durch Gleichung 5.6 beschrieben.

$$I = \frac{U_i}{R} = \frac{-B_l \cdot d_L \cdot v}{\frac{d_L}{\kappa_{20} \cdot A_L}} = -\kappa_{20} \cdot B_l \cdot v \cdot A_L \quad 5.5$$

$$A_L = \pi \cdot (r_{L-a}^2 - r_{m-i}^2) \quad 5.6$$

Die elektrische Leistung P_e wird aus dem Produkt von induzierter Spannung U_i und Induktionsstrom I gebildet. [Wun96] , [Fro94]

$$P_e = U_i \cdot I = B_l \cdot d_L \cdot v \cdot \kappa_{20} \cdot B_l \cdot v \cdot A_L = \kappa_{20} \cdot B_l^2 \cdot v^2 \cdot d_L \cdot A_L \quad 5.7$$

Da als Störbewegung des Stabilisators eine harmonische Winkelanregung unterstellt wird, kann die Tangentialgeschwindigkeit durch Anregungswinkelamplitude ψ_a , Anregungskreisfrequenz ω_a und Wirkhebellänge l_w (Abb. 5.1) wie folgt formuliert werden.

$$v = \psi_a \cdot \omega_a \cdot l_w \quad 5.8$$

Die Wirkhebellänge l_w beschreibt den Abstand des Leiters zum passiven Drehpunkt. Wird diese Beschreibung in Gleichung 5.7 eingesetzt, so erhält man die korrekte Darstellung der elektrischen Leistung für die Stabilisatorbaugruppe.

$$P_e = \kappa_{20} \cdot B_l^2 \cdot \psi_a^2 \cdot \omega_a^2 \cdot l_w^2 \cdot d_L \cdot A_L \quad 5.9$$

Für die Bestimmung der mechanischen Leistung P_m sind das auf die am Stabilisatorhub festigsten Leiterscheibe wirkende Anregungsmoment M_a und die Tangentialgeschwindigkeit v bedeutsam. Diese lassen sich durch die Gleichungen 5.10 und 5.11 beschreiben.

$$M_a = -D_\delta \cdot \psi_a \cdot \omega_a \quad 5.10$$

$$v = \omega_a \cdot l_w \quad 5.11$$

Somit lässt sich die mechanische Leistung P_m des Stabilisators wie folgt berechnen:

$$P_m = M_a \cdot v = -D_\delta \cdot \psi_a \cdot \omega_a \cdot \omega_a \cdot l_w = -D_\delta \cdot \psi_a \cdot \omega_a^2 \cdot l_w \quad 5.12$$

Werden die Ausdrücke für elektrische Leistung P_e (5.9) und mechanische Leistung P_m (5.12) gleichgesetzt und nach dem Dämpfungsgrad D_δ umgestellt, so erhält man den in Gleichung 5.13 gegebenen Zusammenhang. [Rog12]

$$D_\delta = \kappa_{20} \cdot B_l^2 \cdot l_w \cdot \psi_a \cdot A_L \cdot d_L \quad 5.13$$

Aus der vorangestellten Gleichung ist die Wirkung stofflicher (κ_{20} , B_l) und geometrischer (l_w , A_L , d_L , B_l) Einflussgrößen auf die Dämpfungskonstante D_δ zu entnehmen. Ebenfalls einen Einfluss auf die Dämpfungskonstante besitzt der Anregungswinkel ψ_a .

Allein die magnetische Flussdichte B_l im Arbeitsspalt besitzt einen quadratischen Einfluss auf die Dämpfungskonstante und damit das größte Wirkpotential. Der Einfluss aller weiteren Größen ist linear.

Die Steuerung der Einflussnahme durch den Wirkhebel l_w und die Anregungswinkelamplitude ψ_a sind begrenzt. Der Wirkhebel ist durch die Baulänge zwischen passivem Drehpunkt und Objektiv festgesetzt und der Anregungswinkel durch die Bewegungsruhe¹⁹ des Beobachters gegeben. Für alle weiteren Einflussgrößen findet eine Diskussion zur Einflussnahme in Kapitel 5.1.2 statt.

Die sich im Arbeitsluftspalt der Magnetgruppe einstellende magnetische Flussdichte B_l kann aus dem Durchflutungsgesetz und dem Gesetz zur Erhaltung des magnetischen Flusses abgeleitet werden. Auf eine genaue Herleitung soll an dieser Stelle verzichtet werden, jedoch wird der gesetzmäßige Zusammenhang in Gleichung 5.14 angegeben. [Her99] Der nicht zur Wirkung gebrachte Streufluss kann als außerordentlich gering angesehen werden und wird für weitere Überlegungen vernachlässigt. Es werden lediglich Luftspalte am Übergang zwischen Magnet und Anker, die im Verlustfaktor $K_\phi = 0,95$ bereits enthalten sind, berücksichtigt.

$$B_l = \sqrt{K_\phi \cdot \mu_0 \frac{A_m \cdot l_m}{A_l \cdot l_l} (BH)_{max}} \quad 5.14$$

In der Formel bezeichnet die Angabe μ_0 die magnetische Feldkonstante. Das Formelzeichen A wird für Querschnittsflächen und l für geometrische Längen verwendet. Dabei gibt der Index m die Zugehörigkeit zum Dauermagneten und l die Zugehörigkeit zum Luftspalt an. Das Produkt BH ist ein Kennzeichen für die magnetische Energie je Volumen. Die optimale Arbeitspunktlage ist bei $(BH)_{max}$ gegeben, da hier die größte Luftspaltinduktion bei gleichzeitig kleinstem Magnetvolumen erreicht wird. [Wun96] , [Hen07]

5.1.2 Einflussnahme

Das Dämpfungsverhalten ist durch stoffliche und geometrischen Größen beeinflussbar (Abb. 5.2). Ein Anhaltspunkt, welche Größen zur Beeinflussung herangezogen werden können und wie stark ihre Wirkung einzuschätzen ist, geht aus dem formalen Zusammenhang in Gleichung 3.12 hervor. Demnach ist eine wirksame Einflussnahme auf die Induktion durch Veränderung des magnetischen Flusses (B_l) und der Ausbreitungsbedingungen des Induktionsstromes (K_{20} , A_L , d_l) in der Leiterschleife möglich. Die magnetische Flussdichte im Luftspalt lässt sich durch stoffliche Größen beeinflussen, zu denen

- Magnetwerkstoff (BH_{max})
- Ankerwerkstoff (H_c)

gehören und durch geometrische Größen, die

- Magnetvolumen ($A_m \cdot l_m$)
- Arbeitsspaltvolumen ($A_l \cdot l_l$)
- Streuverluste im Luftspalt und Verluste an nichtmagnetischen Übergängen (K_ϕ)

beinhalten (Gleichung 5.14). Als Dauermagnetwerkstoffe eignen sich hartmagnetische Werkstoffe wie Selten-Erd-Magnete ($SECo$, $SmCo_5$) oder Neodym-Eisen-Bor-Magnete ($NdFeB$), denen bei der Herstellung sehr hohe Remanenzinduktionen²⁸ bis 1,3 Tesla aufgeprägt werden können. [Kal08] Ein Maß für die magnetische Energiedichte stellt das Produkt aus Remanenz B_r und Koerzitivfeldstärke H_c dar. Dieses wird unter der Bezeichnung $(BH)_{max}$ angegeben. Für den Anker (Polschuhe) sind ferromagnetische Werkstoffe zu wählen, um die Magnetfeldlinien zu führen und den Streufluss zu minimieren. Somit wird der magnetische Fluss im Arbeitsluftspalt gebündelt. Hier eignen sich weichmagnetische Ferrite und Legierungen auf amorpher Nickel-Eisen-Basis. Da die vorgestellte Auswahl der Werkstoffe für Magnet und Anker die obere Grenze des technisch derzeit Machbaren markieren, kann die magnetische Flussdichte nur eine weitere Steigerung durch Veränderung der geometrischen Größen erfahren. Entscheidend für die sich im Luftspalt einstellende magnetische Flussdichte ist das Magnetvolumen und das Volumen des Luftspaltes. Hierbei wird eine hohe Flussdichte für ein großes Magnetvolumen und ein kleines Luftspaltvolumen erzielt.

²⁸ Remanenz ist der im Material verbleibende Restmagnetismus, der bei Abschalten des äußeren magnetischen Feldes als Restinduktion erhalten bleibt.

Die Veränderung des Luftspaltes lässt sich somit für eine wirksame und in der Praxis taugliche Einstellung der magnetischen Flussdichte im Luftspalt und damit der Dämpfungskonstanten heranziehen.

Weiteres Potential liegt in einer optimierten Anbindung der Magnete an den Anker. Die Anbindung sollte nach Möglichkeit durch einen flächigen Kontakt und geringen unmagnetischen Zwischenraum (Fügespalte) die Pole der beiden Magnete verbinden. Der in die Leiter-scheibe induzierte Strom ist vom verwendeten Leitermaterial, welches durch seine

- elektrische Leitfähigkeit (κ_{20})

gekennzeichnet ist und von der Geometrie des Leiters

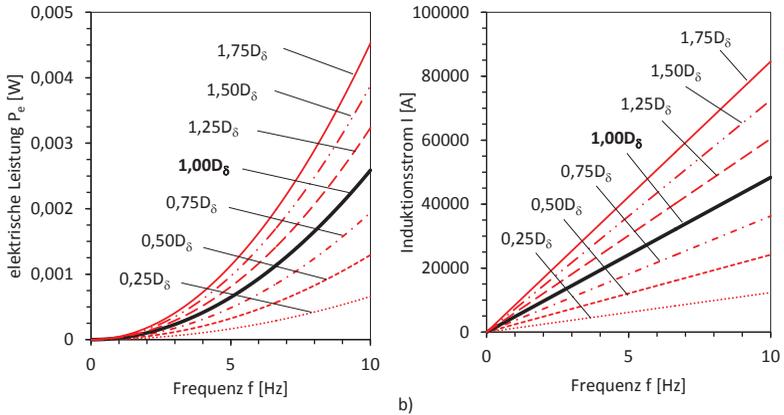
- Leitervolumen ($A_L \cdot d_L$)

abhängig. Um eine möglichst große Bewegungshemmung zu erhalten, ist ein Leiterwerkstoff mit hoher elektrischer Leitfähigkeit zu wählen. Geeignet sind Kupfer, Silber oder Aluminium beziehungsweise Legierungen, die diese Elemente vorwiegend enthalten. Besonders interessant sind Kupferlegierungen (CuSn8), da diese neben ökonomischen Gesichtspunkten gegenüber reinem Kupfer eine geringere Temperaturabhängigkeit im Leitungsverhalten aufweisen. Beim beabsichtigten Einsatz in einem Doppelfernrohr ist dies bedeutsam, da dieses bei Temperaturen von -20°C bis 55°C verwendet wird. In diesem Temperaturbereich soll sich die Dämpfungskonstante D_δ nur geringfügig ändern. Die zu dämpfende Bewegung des Stabilisators infolge der Handunruhe (Tremor) beinhaltet hauptsächlich Frequenzen im Bereich unter 10 Hertz. Deshalb kann davon ausgegangen werden, dass keine Feldverdrängung stattfindet und die Feldlinien das Innere des Leiters durchdringen. Somit werden Wirbelströme im gesamten Leitervolumen induziert und breiten sich nicht nur an der Leiteroberfläche aus (Skinneffekt), wie dies bei hochfrequenter Anregung der Fall ist. [Wun96]

Die Abstimmung der Dämpfung kann durch eine Veränderung des Leitervolumens vorgenommen werden.

Durch eine Erhöhung des Leitervolumens erhöht sich der induzierte Wirbelstrom und somit die Dämpfungskonstante. Um das Volumen des Leiters anzupassen, lassen sich sowohl die Fläche A_L als auch die Dicke d_L des Leiters variieren. Eine Abschätzung der zur Dämpfung aufzubringenden elektrischen Leistung sowie den dabei induzierten Strömen gibt Abb. 5.4. Die berechneten Kurvenscharen beziehen sich auf die bereits bekannten Kurvenverläufe des Stabilisierungsgrades sowie der Amplituden- und Phasenresonanzfunktion, welche in Abb. 3.11 gezeigt sind.

Ein weiterer Schritt in Richtung eines gesteigerten Komforts für den Beobachter stellt eine Dämpfung dar, die vom Anregungswinkel abhängt. Damit wird dem System eine gewisse Intelligenz aufgeprägt, die eine Unterscheidung verschiedener Beobachtungsszenarien ermöglicht. Bei einer Bewegung zur Objektverfolgung (Panning) erfährt das Fernrohr eine deutliche Auslenkung ($>0,5$ Grad) in Richtung des sich bewegenden Objektes. Für hohe Relativwinkel zwischen Stabilisator und Fernrohrgehäuse kann eine höhere Dämpfung vorgesehen werden, die den Stabilisator zwingt, der Winkelbewegung zu folgen.



a) Abb. 5.4: Abschätzung elektrischer Größen
 a) elektrische Leistung P_e (Gleichung 5.9) b) Induktionsstrom I (Gleichung 5.5)

Damit zeigt der Stabilisator bei großen Relativwinkelauslenkungen (Panning) Kriechverhalten und bei kleinen Relativwinkelauslenkungen (Tremor) ein aperiodisches Schwingverhalten. Die Dämpfung arbeitet winkelselektiv.

Das Dämpfungsverhalten kann anregungswinkelselektiv durch radial unterschiedlich abgestimmte Bereiche beeinflusst werden.

Die anregungswinkelselektive Dämpfung kann durch stoffliche oder geometrische Änderungen an Leiterscheibe oder Magneten vorgenommen werden. Eine Sammlung von Möglichkeiten, die einzeln oder in Kombination diese Vorgabe erfüllen, ist in Abb. 5.5 zu finden.

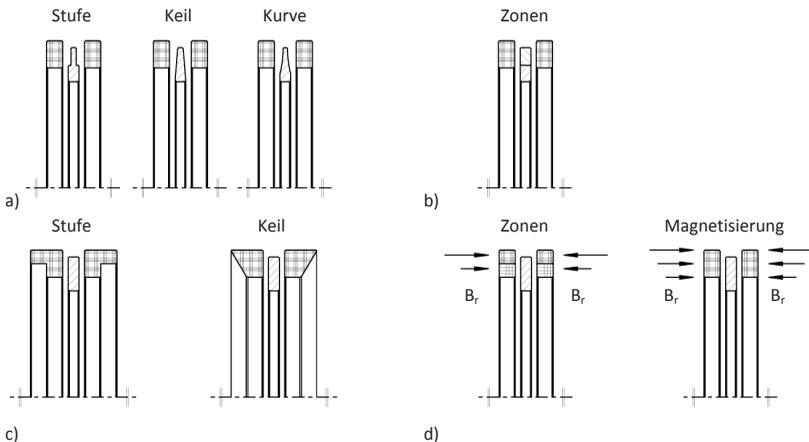


Abb. 5.5: Anregungswinkelselektive Dämpfung
 a) Einfluss der Leitergeometrie b) Einfluss des Leiterwerkstoffes
 c) Einfluss der Magnetgeometrie d) Einfluss der Magnetisierung
 B_r , Remanenz

Für die Leiterscheibe kann die Leiterdicke (Abb. 5.5 a) als auch die Leiterfläche gestuft oder kontinuierlich variiert werden, um das Dämpfungsverhalten anzupassen. Damit für große Auslenkwinkel eine höhere Dämpfung als für kleine erreicht wird, muss der Volumenanteil des Leiters nach außen abnehmen. Eine weitere Möglichkeit enthält eine Leiterscheibe, die sich aus radial aneinander gefügten Ringen unterschiedlicher elektrischer Leitfähigkeit zusammensetzt (Abb. 5.5 b). Die elektrische Leitfähigkeit der Ringe nimmt dabei von innen nach außen ab. Für große Auslenkwinkel (Panning) werden größere Volumenanteile des Ringes mit höherer elektrischer Leitfähigkeit im Arbeitsluftspalt (Nutzfluss) bewegt und führen zu einer stärkeren Dämpfung. Dieser Effekt lässt sich ebenfalls durch die radiale Veränderung der magnetischen Flussdichte infolge einer Änderung des Magnetvolumens (Abb. 5.5 c) oder verschiedener Magnetwerkstoffe beziehungsweise Remanenz der einzelnen radialen Bereiche (Abb. 5.5 d) herbeiführen. Beide Maßnahmen zielen darauf ab, die magnetische Flussdichte zum äußeren Rand hin zu steigern, um die Dämpfung für große Anregungswinkelamplituden zu erhöhen. Eine noch feinere Selektion wird erreicht, wenn die Anzahl der in ihren Dämpfungseigenschaften differierenden radialen Bereiche erhöht wird.

5.2 Drehfeder

Die zu erfüllende Grundbedingung eines kardanischen Drehfedergelenkes auf Basis von Festkörpergelenkstrukturen bildet den Ausgangspunkt für die Auswahl einer Federanordnung. Federgelenke sind besonders geeignet, um hochgenaue Bewegungen reproduzierbar zu übertragen, da bis auf die innere Materialreibung keine weiteren Reibungsverluste auftreten. Dabei bieten sie eine ganze Reihe von Vorteilen gegenüber Lagerungen mit Gleit- und Wälzlagern (Tab. 4.3). Die für die passive Bildstabilisierung wirksamsten sind:

- Spielfreiheit
- Verschleißfreiheit
- Wartungsfreiheit
- Reibungsfreiheit (nur innere Materialreibung)
- reproduzierbare Ruhelage

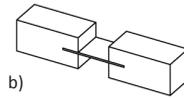
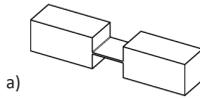
Die Federgelenkanordnung kann als Biegefeder- oder Torsionsfedergelenk ausgeführt sein. Ebenso ist die Nutzung einer Membran denkbar. In diese lässt sich eine Geometrie einbringen, die zwei orthogonale Vorzugsachsen definiert, um welche die rotatorischen Kippbewegungen erfolgen. [Kra93] Die Federgeometrien weisen einen ausgeprägten Rechteckquerschnitt auf, um die Gelenke in dem zur Verfügung stehenden begrenzten Bauraum anzuordnen. Bei einer Drehbewegung überlagern sich Biege- und Torsionsbeanspruchung. Generell werden für eine identische Drehwinkelauslenkung die kritischen Spannungen, die zum Zerstören führen, bei reiner Torsionsbeanspruchung schneller erreicht als bei reiner Biegebeanspruchung (rechteckiger Federquerschnitt). Deshalb wird eine Federanordnung gewählt, die bei einer Relativwinkelauslenkung des Stabilisators vorwiegend auf Biegung beansprucht wird. Weiterhin ist eine Entscheidung zu treffen, ob das kardanische Drehfedergelenk in einer monolithischen Bauweise oder als Federeinspannung ausgeführt werden soll. [Kra93] Hierzu werden beide Bauformen in Tab. 5.1 miteinander verglichen. Der Tabelle ist zu entnehmen, dass die monolithische Variante gegenüber der Variante Federeinspannung überlegen ist. Aus diesem Grund ist sie für den Einsatz in einem Seriengerät zu bevorzugen. Das Verhalten eines monolithischen Federgelenkes kann relativ genau vorhergesagt werden. Die Federsteife lässt sich durch die geometrischen Dimensionen und deren Verhältnis zueinander

der einstellen. So ist bei einer kreisförmigen Kerbe die Mittendicke der Feder und das Verhältnis der Mittendicke zum Kerbradius entscheidend. [Smi03]

Tab. 5.1: Vergleich von Federn monolithischer Bauform und Federeinspannung
Wertung: -1 negativ, 0 neutral, 1 positiv

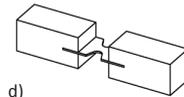
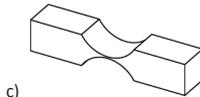
Federgelenke mit Balkengeometrie

- a) monolithisch
b) Federeinspannung



Federgelenke mit Kerbgeometrie

- c) monolithisch
d) Federeinspannung



Kriterien	monolithisches Federgelenk	Wert	Federeinspannung	Wert
Spiel	spielfrei	1	spielfrei	1
Verschleiß	verschleißfrei	1	verschleißfrei	1
Reibung	reibungsfrei	1	reibungsfrei	1
Reproduzierbarkeit	hoch (Nulllage)	1	hoch (Nulllage)	1
Spannungsverlauf	kontinuierlich (Kerbe)	1	sprunghaft (Einspannung)	0
Hysterese	gering	1	gering (Einspannung)	0
Summe	-	6	-	4

Einen weiteren Einfluss besitzt die Form der Kerbe selbst. Neben balkenförmigen und kreisförmigen Kerben sind elliptische, parabolische und hyperbolische Kerben denkbar (Kegelschnitte). Weiterhin ist dem Übergangsbereich zwischen Kerbe und unverformter Geometrie Aufmerksamkeit zu schenken. Eine Verrundung des Überganges reduziert die Biegespannungen bei gleicher Verformung. In der Literatur sind zahlreiche Anregungen zu finden, die verschiedene Formen der Kerbgeometrie betrachten sowie Vor- und Nachteile beleuchten. [Kra93], [Lob00], [Lob02], [Lob03], [Lob04], [Sch05], [Smi97], [Tse02]

Obgleich die Vorzüge eindeutig auf der Seite einer monolithischen Feder liegen, wurde für den experimentellen Nachweis der Funktion im Demonstrator bewusst eine Entscheidung dagegen getroffen. Für die Fertigung als Federeinspannung spricht die Möglichkeit einer flexiblen Anpassung der Gelenkgeometrie im eigenen Labor durch Austausch der Gelenke, um Messdaten von verschiedenen Federn zu sammeln. Auf diese Weise können notwendige Anpassungen während des Experimentierens schneller umgesetzt werden. [Dob09]

5.2.1 Analytische Beschreibung

Das für die Stabilisatorbaugruppe verwendete kardanische Drehfedergelenk umgibt den Stabilisatorrotor, so dass der Strahlengang keinen Beschnitt erfährt. Die beiden Kippachsen (X, Y) kreuzen sich in einer gemeinsamen Ebene (X-Y) und bilden einen Winkel von 90 Grad (Abb. 5.6 a und Abb. 5.6 b).

Dabei besteht jede Achse aus zwei Gelenken, die als Blattfedergelenke ausgeführt sind. Im Kreuzungspunkt der Achsen, dem Koordinatenursprung, liegt der Schwerpunkt der Stabilisatorbaugruppe (Abb. 5.1). Es wird eine maximale Winkelauslenkung von $\pm 1,5$ Grad gefordert, welche die Biegefedergelenke dauerhaft standhalten müssen. Die Bezeichnungen für die Gelenkgeometrie gehen aus Abb. 5.6 c hervor.

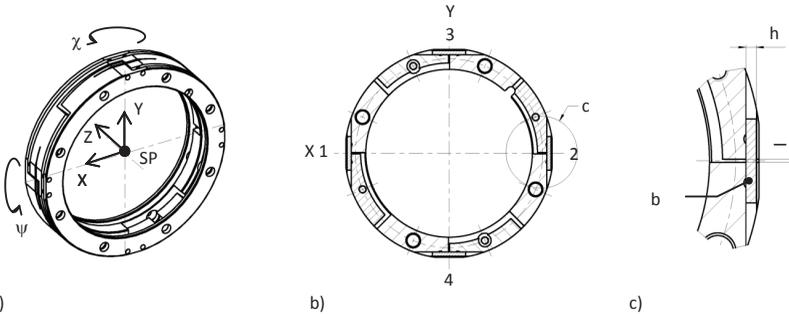


Abb. 5.6: Kardanisches Drehfedergelenk

a) Koordinatenursprung

b) Gelenke und Achsen

c) Einzelgelenk

Federlänge l , Federhöhe h , Federdicke b

Für die Drehfederkonstante c_ψ (Federsteifigkeit) einer Drehachse, bestehend aus zwei Einzelgelenken mit rechteckigem Federquerschnitt, kann Gleichung 5.15 aufgestellt werden. [Bög09], [Mei07], [Bei01] Darin wird der Elastizitätsmodul des gewählten Federwerkstoffs mit E , die Federdicke mit b , die Federhöhe mit h und die freie Federlänge mit l bezeichnet. Wie der Formel zu entnehmen ist, besitzt die Federdicke b einen besonders hohen Einfluss auf die Drehfederkonstante c_ψ . Bereits geringe Dickenabweichungen führen zu einem merkbar veränderten Schwingungsverhalten des Stabilisators. Um einen Eindruck der zu erwartenden Drehfedersteifigkeit zu erhalten, wird beispielhaft eine Berechnung für vier Biegefedergelenkdicken durchgeführt.

$$c_\psi = \frac{E \cdot b^3 \cdot h}{6 \cdot l} \quad 5.15$$

Für die Federn werden die in Tab. 5.2 enthaltenen Werte herangezogen. Die Ergebnisse der analytischen Berechnungen sind in Tab. 5.3 zusammengetragen.

Bei der Auslenkung des Biegefedergelenkes verlagert sich der Drehpunkt D_p und fällt nicht mehr mit dem Schwerpunkt SP der Stabilisatorbaugruppe zusammen. Im Extremfall kann dies zur Folge haben, dass der ausgelenkte Stabilisator nicht mehr in seine Ruhelage (Nulllage) zurückkehrt. Dieser Sachverhalt soll anhand von Abb. 5.7 näher untersucht werden. Die Bewegung des Biegefedergelenkes bei einer Relativwinkelauslenkung ψ_s erfolgt um keinen festen Drehpunkt. Vielmehr lässt sie sich wie jede allgemeine ebene Bewegung durch das Abrollen einer pendelfesten Gangpolbahn ρ_g (bewegte Polkurve) auf einer gestellfesten Rastpolbahn ρ_r (stehende Polkurve) gleicher Größe beschreiben. Die Radien der Polbahnen betragen ein Drittel der freien Federlänge l und berühren sich im Ausgangszustand bei der halben Federlänge. Während sich der Drehpunkt D_p im unausgelenkten Zustand genau bei halber Federlänge befindet, verlagert sich dieser in Abhängigkeit von der Winkelauslenkung ψ_s . Wird der Koordinatenursprung an das gestellfeste Ende der eingespannten Feder gelegt (Abb. 5.7) und für das pendelfeste Ende reine Momente angenommen, ergeben sich die Koordinaten des momentanen Drehpunktes D_p zu:

$$Y_{D_P} = \frac{l(1 - \cos(\psi_s))}{\psi_s^2} \quad 5.16$$

$$Z_{D_P} = \frac{l(\psi_s - \sin(\psi_s))}{\psi_s^3} \quad 5.17$$

Die Verlagerung des Drehpunktes für Auslenkwinkel von ± 2 Grad sind in Abb. 5.8 b gezeigt. Dabei wurde eine freie Federlänge von 0,3 mm angenommen (Tab. 5.2).

Tab. 5.2: Werkstoffkenndaten und Abmessungen des Biegefedergelenks

Federwerkstoff: X10CrNi18-8 +C1700 (EN10151)

Sicherheitsfaktor $v_f = 1,2$; Korrekturfaktor $\xi = (1,375 - 125 \cdot R_m/E) \geq 0$ für $R_m/E > 3 \cdot 10^{-3}$

Abschätzung nach Uniform Material Law [Mat94], [Gud04]

	Bezeichnung	Zeichen	Einheit	Wert	Bemerkung
Werkstoff	Elastizitätsmodul	E	[N/mm ²]	200000	
	Zugfestigkeit	R _m	[N/mm ²]	1700	
	Dehngrenze	R _{p0,2}	[N/mm ²]	1285	
	zul. Zugspannung	σ _{Z-zul}	[N/mm ²]	1071	R _{p0,2} /v _f
	zul. Abscherspannung	τ _{t-zul}	[N/mm ²]	696	0,65 · σ _{Z-zul}
	Biegefließgrenze	σ _{bF}	[N/mm ²]	1799	1,40 · R _{p0,2}
	zul. Biegespannung (statisch)	σ _{b-zul}	[N/mm ²]	1071	σ _{Z-zul}
	zul. Biegewechselspannung (dyn.)	σ _{bW-zul}	[N/mm ²]	765	0,45 · R _m
	zyklischer Verfestigungskoeffizient	K'	[-]	2805	1,65 · R _m
	zyklischer Verfestigungsexponent	n'	[-]	0,15	
	Schwingfestigkeitskoeffizient	σ _f '	[-]	2550	1,50 · R _m
	Schwingfestigkeitsexponent	b _f	[-]	-0,087	
	Duktilitätskoeffizient	ε _f '	[-]	0,184	0,59 · ξ
Duktilitätsexponent	c _f	[-]	-0,58		
Geometrie	Federdicke	b	[mm]	0,05/0,08/0,10/0,12	
	Federhöhe	h	[mm]	1,00	
	Federlänge	l	[mm]	0,30	
	Abstand Prisma	p	[mm]	55	

Die maximale Drehpunktverlagerung tritt erwartungsgemäß in Z-Richtung auf und liegt deutlich unterhalb von zwei Mikrometern. Damit befindet sie sich im Bereich der Fertigungstoleranzen und ist vernachlässigbar. [Kra93]

Das Bildumkehrprisma, welches in Abb. 5.7 durch den Punkt P gekennzeichnet ist, bewegt sich auf einer Bahn, die durch eine verlängerte Epizykloide²⁹ beschrieben werden kann. [Bro69] Bei der Auslegung der Fernrotopik wird davon ausgegangen, dass sich das Prisma auf einer idealen Kreisbahn bewegt. Es ist zu überprüfen, wie stark die Bewegung von der Idealannahme abweicht. Unter der Voraussetzung, die Biegung erfolgt durch ein Moment und der Koordinatenursprung liegt an der gehäusefesten Einspannstelle, können die Gleichungen 5.18 und 5.19 in Parameterform aufgestellt werden, die die Bahnkurve des Prismas exakt beschreiben.

$$Y_p = \frac{2}{3}l \cdot \cos(\psi_s) + \left(p + \frac{l}{3}\right) \cdot \cos(2\psi_s) + \frac{l}{6} \quad 5.18$$

$$Z_p = \frac{2}{3}l \cdot \sin(\psi_s) + \left(p + \frac{l}{3}\right) \cdot \sin(2\psi_s) \quad 5.19$$

²⁹ Die verlängerte Epizykloide beschreibt einen Punkt außerhalb eines Kreises, der schlupffrei auf einem anderen Kreis abrollt.

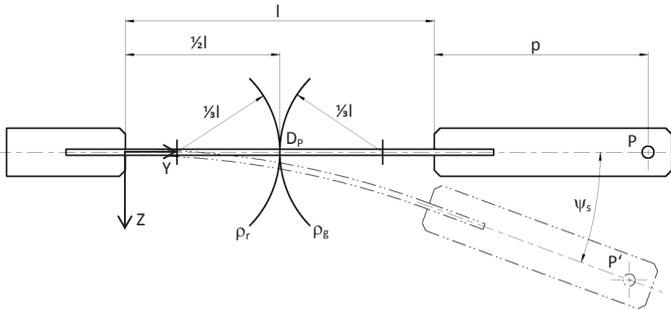
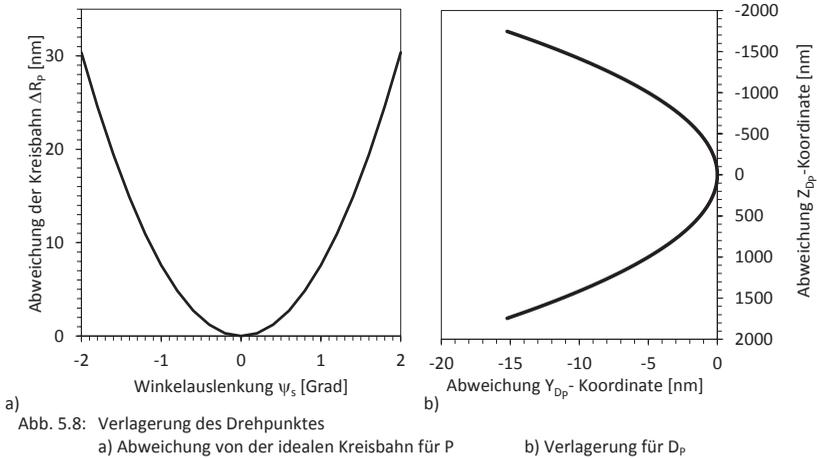


Abb. 5.7: Biegefedergelenk (Prinzipdarstellung)
 l Federlänge, p Abstand Prisma, ψ_s Winkelauslenkung Stabilisator, P Prisma, D_p Drehpunkt Prisma, ρ_r Rastpolbahn, ρ_g Gangpolbahn,
 $l = 0,3 \text{ mm}$, $p = 55 \text{ mm}$, $\psi_s = 2 \text{ Grad}$

Die lokale Radienabweichung zwischen der realen Kurvenbahn des Punktes P und eines ideal einbeschriebenen Kreises ($R_{P\text{-ideal}} = 55,25 \text{ mm}$), ist für eine Winkelauslenkung von $\pm 2 \text{ Grad}$ in Abb. 5.8 a dargestellt. Die Differenz zwischen Bahnpunkt und idealem Kreis ist für den gesamten Winkelbereich minimal. Selbst bei der Maximalauslenkung von 2 Grad sind lediglich Abweichungen von 30 nm festzustellen. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass das Prisma durch die Verschiebung des Drehpunktes keine nennenswerte zusätzliche Winkelauslenkung erfährt, die bei der Festlegung des Drehpunktes zu berücksichtigen ist. Damit bleibt der Prismendrehpunkt im passiven Drehpunkt erhalten.



Zur Plausibilitätsprüfung ist für kleine Auslenkwinkel eine Näherung durch einen Kreisbogen zulässig. Der Krümmungsradius $R_{P\text{-Kreis}}$ der Bewegungskurve des Prismas P in der Mittellage ist gegeben durch:

$$R_{p-Kreis} = \frac{\left(p + \frac{l}{2}\right)^2}{p + \frac{l}{3}} \quad 5.20$$

Der Mittelpunkt des Kreissegmentes muss dabei auf der Feder liegen. Dies lässt sich durch die Bedingung 5.21 überprüfen.

$$l > l + p - R_{p-Kreis} > 0 \quad 5.21$$

Setzt man die Werte aus Tab. 5.2 in Gleichung 5.20 ein, so erhält man für $R_{p-Kreis}$ einen Wert von 55,2 mm, der die Drehpunktlage auf der Feder durch 5.21 bestätigt. Um sicherzustellen, dass die Federgelenke bei einer Biegebeanspruchung mit einem Relativauslenkwinkel ψ_s des Stabilisators von $\pm 1,5$ Grad keinen Schaden nehmen (plastische Verformung), ist ein Festigkeitsnachweis zu führen. Hierfür werden das Biegemoment M_b (Gleichung 5.22) sowie die Biegespannung σ_b (Gleichung 3.24) zur Bestätigung herangezogen. Für die Berechnung des Biegemomentes und der Biegespannung sind das äquatoriale Flächenträgheitsmoment I_y und das Widerstandsmoment W_b gegen Biegung um die Y-Achse nötig. Diese sind für den rechteckigen Biegequerschnitt in den Gleichungen 5.23 und 5.25 zu finden. [Bei01]

$$M_b = \frac{E \cdot I_y}{l \cdot \psi_s} \quad 5.22$$

$$I_y = \frac{1}{12} b^3 \cdot h \quad 5.23$$

$$\sigma_b = \frac{M_b}{W_b} \quad 5.24$$

$$W_b = \frac{1}{6} b^2 \cdot h \quad 5.25$$

Die Ergebnisse der Berechnungen für die vier Federgelenkdicken sind in Tab. 5.3 enthalten. Obwohl die beim stabilisierenden Sehen auftretenden typischen Winkelamplituden bei 0,1 Grad liegen, sollte eine großzügige Reserve vorgehalten werden. Die Halterung der Biegefedergelenke erlaubt eine maximale Winkeldrehung von ± 2 Grad um jede Achse.

Tab. 5.3: Ergebnisse für Biegefedergelenk und Gelenkchse (analytisch)
elastisch-plastisches Materialverhalten

Federdicke b [mm]	Drehfeder- konstante c_ψ [Nmm/rad]	Biegemoment M_b [Nmm]		Biegespannung σ_b [N/mm ²]		zul. Biegespannung σ_{b-zul} [N/mm ²]
		1,5 Grad	2,0 Grad	1,5 Grad	2,0 Grad	
-	-	1,5 Grad	2,0 Grad	1,5 Grad	2,0 Grad	-
0,05	13,9	0,18	0,24	433,3	583,3	
0,08	56,9	0,74	1,00	693,3	933,3	
0,10	111,1	1,44	1,94	866,7	1166,7	<1071
0,12	192,0	2,50	3,36	1040,0	1400,0	
	(Achse)	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)

Jedoch wird der Drehwinkel des Stabilisators im Fernrohrgehäuse auf $\pm 1,5$ Grad begrenzt. Dabei nehmen Federsteife, Biegemoment und Biegespannungen erwartungsgemäß mit steigender Federgelenkdicke zu. Bei einer Winkelauslenkung von 1,5 Grad liegen die Spannungen aller Federgelenke im zulässigen Bereich. Bei einer Zunahme des Auslenkwinkels auf 2 Grad wächst die Biegespannung auch für das Gelenk mit einer Federdicke von 0,10 mm über den zulässigen Bereich hinaus. Federgelenke, bei denen die zulässige Spannung über-

schritten wird, sind in Tab. 5.3 farblich hervorgehoben. Die niedrigste Biegespannung tritt bei einer Gelenkdicke von 0,05 mm auf. Die Drehachse, bestehend aus zwei Einzelgelenken, zeigt eine sehr niedrige Drehfederkonstante von 13,9 Nmm/rad, die mit der Zielvorgabe aus Tab. 3.4 übereinstimmt.

Die Federgelenke unterliegen im Gebrauch in einem Doppelfernrohr einer dynamisch wechselnden Biegebeanspruchung. Um Aussagen zur Dauerschwingfestigkeit³⁰ zu erhalten, wird experimentell in spannungskontrollierten Biegeversuchen an Werkstoffproben die Grenzspannungslinie (Wöhlerlinie) ermittelt. Das Spannungs-Biege-Verhalten eines Werkstoffes unter Schwingbeanspruchung im stabilisierten Zustand lässt sich ebenso durch eine zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve beschreiben. Ziel ist es, aus diesem eine synthetische Grenzspannungslinie abzuleiten beziehungsweise eine Abschätzung zyklischer Werkstoffkenndaten nach dem Uniform Material Law (Bäumel und Seeger) vorzunehmen (Tab. 5.2), um die Dauerschwingfestigkeit zu überprüfen. [Gud04]

Die Spannungs-Biege-Kurven wurden für einen Drehwinkel von ± 2 Grad aufgenommen und sind beispielhaft für die Federgelenkdicke von 0,05 mm in Abb. 5.9 a und für die Federgelenkdicke 0,12 mm in Abb. 5.9 b dargestellt. Die Daten entstammen einer Simulation nach der Finiten Elemente Methode (FEM), wobei das elastische und plastische Materialverhalten Berücksichtigung fand.

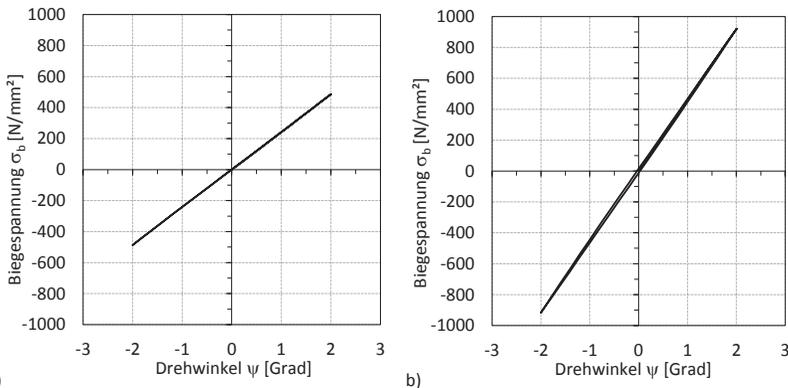


Abb. 5.9: Zyklische Spannungs-Biege-Kurve (reibungsbedingte Hystereseschleife)

elastisch-plastisches Materialverhalten

a) Federgelenkdicke $b = 0,05$ mm

b) Federgelenkdicke $b = 0,12$ mm

Für die Federgelenkdicke 0,05 mm zeigt das Diagramm keine Hysterese. Dies deutet darauf hin, dass die Biegegewchselverformung ausschließlich im elastischen Bereich erfolgt. Die höchste Biegespannung ist bei einem Drehwinkel von 2 Grad zu finden und liegt bei 487,3 N/mm². Das Diagramm des Federgelenkes mit einer Federdicke von 0,12 mm hingegen zeigt Hystereseverhalten im Kurvenverlauf. Dies ist ein Indiz für plastische Verformung bei Biegung, die zu einem vorzeitigen Versagen der Feder führen kann.

³⁰ Als Dauerschwingfestigkeit eines Werkstoffes kann die höchste Ausschlagsspannung σ verstanden werden, die ein glatter, polierter Probestab bei einachsig schwingender Beanspruchung um eine ruhend gedachte Mittelspannung gerade noch beliebig lange ohne schädigende Verformung beziehungsweise Bruch ertragen kann.

Die maximale Biegespannung erreicht 921,3 N/mm² und liegt damit deutlich unter der analytisch berechneten Biegespannung von 1400,0 N/mm² sowie der zulässigen Biegespannung, die 1071 N/mm² beträgt (Tab. 5.3).

Werden die Ergebnisse der FEM-Simulation zugrunde gelegt, so halten die Biegefedergelenke mit den Federdicken von 0,05 mm bis 0,12 mm einem statischen Moment, welches zu einer Verformung von 2 Grad führt, stand.

Um die Lebensdauer ermitteln zu können, muss eine Beziehung zwischen Spannungs-Biegekurve und Dehnungswöhlerlinie hergestellt werden. Die Gesamtdehnung ε setzt sich aus einem elastischen ε_e und einem plastischen ε_p Dehnungsanteil zusammen und kann näherungsweise mit der **Ramberg-Osgood-Beziehung** (Gleichung 5.26) beschrieben werden. Darin enthalten sind der Elastizitätsmodul E , die Biegespannung σ_b , der zyklische Verfestigungskoeffizient K' und der zyklische Verfestigungsexponent n' . Die zyklischen Werkstoffkennwerte K' und n' werden aus Datensammlungen entnommen oder aus dem Elastizitätsmodul E und der Zugfestigkeit R_m abgeschätzt (Tab. 5.2).

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma_b}{E} + \left(\frac{\sigma_b}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad 5.26$$

Eine ähnliche Aufteilung in elastischen und plastischen Anteil kann für die Dehnungswöhlerlinie nach dem **Coffin-Manson-Ansatz** (Gleichung 5.27) vorgenommen werden. [Cof54] , [Man65] Als Lebensdauerkriterium gilt die ertragbare Schwingspielzahl bis zum Anriss, die mit N_A angegeben wird. Der elastische Anteil wird durch den Elastizitätsmodul E , den Schwingfestigkeitskoeffizienten σ'_f und den Schwingfestigkeitsexponenten b_f angegeben. Der plastische Anteil enthält den Duktilitätskoeffizienten ε'_f und den Duktilitätsexponenten c_f . Die Exponenten sind für die Neigung von elastischer und plastischer Wöhlerlinie verantwortlich.

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_A)^{b_f} + \varepsilon'_f (2N_A)^{c_f} \quad 5.27$$

Werden die Ansätze 5.26 und 5.27 gleichgesetzt und die Koeffizienten der einzelnen Anteile miteinander verglichen, so erhält man die **Kompatibilitätsbeziehung** zwischen zyklischen Werten der Spannungs-Biege-Kurve und der Dehnungswöhlerlinie. Diese wird durch die folgenden Gleichungen angegeben:

$$n' = \frac{b_f}{c_f} \quad 5.28$$

$$K' = \frac{\sigma'_f}{(\varepsilon'_f)^{n'}} \quad 5.29$$

Auf dieser Grundlage lassen sich zyklische Werkstoffkennwerte ermitteln, die Aussagen zur Dauerschwingfestigkeit zulassen (Uniform Material Law). Danach kann die zulässige Biege-wechselspannung $\sigma_{\text{BW-zul}}$ aus 5.30 mit einer Eckschwingspielzahl (Dauerfestigkeit) von $N_D = 1 \cdot 10^6$ abgeschätzt werden. Weitere Angaben zu Werkstoffkennwerten sind in Tab. 5.2 enthalten. [Gud04] , [Hai05]

$$\sigma_{bW-zul} = 0,45 \cdot R_m$$

5.30

Für die zulässige Biegewechselspannung σ_{bW-zul} ergibt sich ein Wert von 765 N/mm^2 . Vergleicht man diese mit den auftretenden Biegespannungen bei einem Drehwinkel von $\pm 1,5$ Grad aus Tab. 5.3, so ist festzustellen, dass lediglich bei Federdicken von $0,05 \text{ mm}$ und $0,08 \text{ mm}$ eine dauerfeste Beanspruchung gegeben ist. Dabei erreicht das Biegefedergelenk mit einer Federdicke von $0,05 \text{ mm}$ die gewünschte Federsteife der Drehachse (Tab. 3.4).

Biegefedergelenke mit rechteckigem Querschnitt ermöglichen Relativwinkelausehnungen zwischen Stabilisator und Fernrohrgehäuse bis $\pm 1,5$ Grad. Im Hinblick auf hohe Dauererschwingfestigkeit und geringe Drehfederkonstante haben sich die Federabmessungen $l/h/b = 0,3 \text{ mm}/1,0 \text{ mm}/0,05 \text{ mm}$ empfohlen.

Unter Zuhilfenahme der zyklischen Werkstoffkennwerten lässt sich die Wöhlerlinie ermitteln. Diese soll für den Federwerkstoff X10CrNi18-8 +C1700 mit einem Elastizitätsmodul von $E = 200000 \text{ N/mm}^2$ und Biegespannungen bis 2000 N/mm^2 beispielhaft angegeben werden. Das Ergebnis ist in Abb. 5.10 dargestellt. Dabei finden die im Spannungs-Dehnungs-Diagramm (Abb. 5.10 a) gezeigten Kurvenverläufe ihre Entsprechung im Wöhlerdiagramm (Abb. 5.10 b). Aus dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm ist zu entnehmen, dass Biegespannungen bis 550 N/mm^2 zu einer Verformung des Federwerkstoffes im elastischen Materialbereich führen. Für das favorisierte Biegefedergelenk mit einer Federdicke von $0,05 \text{ mm}$ erfolgt somit lediglich eine Beanspruchung im elastischen Bereich (Abb. 5.9 a).

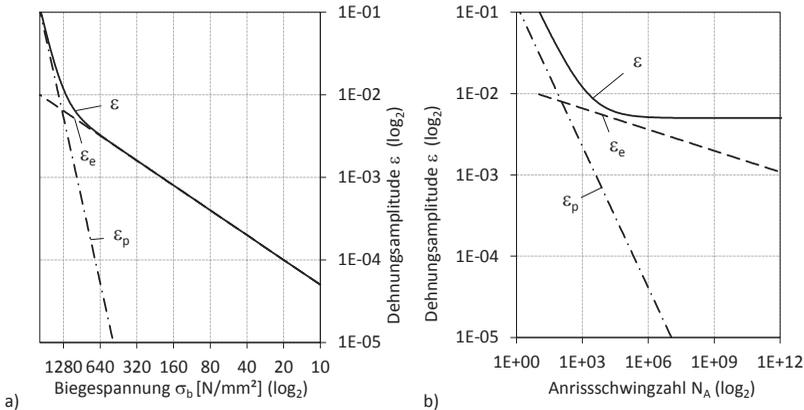


Abb. 5.10: Kompatibilitätsbeziehung (Ermittlung der Schwingfestigkeit)

a) Spannungs-Dehnungs-Kurve

b) synthetische Wöhlerlinie

[Hai05]

Zu dem im Wöhlerdiagramm dargestellten plastischen Anteil (ϵ_p) ist der elastische Anteil (ϵ_e), welcher eine geringere Neigung zeigt, hinzu zu addieren. Die sich ergebende Wöhlerlinie (ϵ) verläuft damit oberhalb beider sich kreuzender Geraden. Bei der für das Biegefedergelenk mit einer Federdicke von $0,05 \text{ mm}$ höchsten Biegespannung von $487,3 \text{ N/mm}^2$ (Winkelausehnung 2 Grad) überschreitet die Dehnungsschwingweite die synthetische Wöhlerlinie bis zu einer Anrisschwingzahl von $N_A = 1 \cdot 10^6$, bei welcher legierte Stähle als dauererschwingfest

gelten, nicht. Damit ist erwiesen, dass eine Schädigung des Biegefedergelenkes bei dynamisch wechselnder Biegebeanspruchung dauerhaft ausgeschlossen werden kann, das Gelenk ist dauerschwingfest.

Im Folgenden ist abzuklären, welcher Stoßbelastung die kardanische Drehfedergelenkanordnung (Abb. 5.6) ausgesetzt werden darf. Hierfür wird anhand einer Federdicke von 0,05 mm eine Simulation nach der Finite Elemente Methode (FEM) für verschiedene Lastfälle (Gebrauchslagen) durchgeführt.

- **Lastfall 1:** Gebrauchslage vertikal (Ziellinie Z senkrecht zum Horizont)
- **Lastfall 2:** Gebrauchslage horizontal (Ziellinie Z parallel zum Horizont)
- **Lastfall 3:** Gebrauchslage 45 Grad (Ziellinie Z unter 45 Grad zum Horizont)

Eine Grundlast geht von der Gewichtskraft ($1 \cdot g$) des Stabilisators aus, welche die Federn des kardanischen Gelenkes vorspannt. Zusätzlich wird für jeden Lastfall ein Stoß eingeleitet, der in gleicher Richtung der Gewichtskraft wirkt. Es wurden Stöße mit Vielfachen der Erdbeschleunigung³¹ von $1 \cdot g$, $2 \cdot g$ und $5 \cdot g$ simuliert, wobei davon auszugehen ist, dass für das stabilisierte Sehen Stoßbeschleunigungen von $1 \cdot g$ die obere Grenze bilden. Die Ergebnisse der Simulation für eine Stoßbeschleunigung von $(1+1) \cdot g$ enthält Tab. 5.4. Darin sind Kräfte und Momente für die einzelnen Freiheitsgrade sowie die auftretenden Spannungen zu finden. Weitere Simulationsergebnisse befinden sich im Anhang B.

Als Kriterium zur Beurteilung der Stoßbelastung wird die Vergleichsspannung σ_V nach der Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) herangezogen. Diese wird in Gleichung 5.31 angegeben. Die bei der zusammengesetzten Biege-Torsions-Beanspruchung auftretenden Torsionsspannungen τ_t werden mit dem Anstrengungsverhältnis $\alpha_0 = 0,7$ bei der Berechnung berücksichtigt. [Mat94] Die Gesamtbiegespannung ergibt sich aus der Summe der Einzelspannungen für Zug/Druck- und Biegebelastungen. Für die Angabe der Gesamttorsionspannung ist die Vektorsumme der Schubspannungen zu ermitteln und mit der Torsionspannung zu addieren (Tab. 5.4).

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_b^2 + 3 \cdot (\alpha_0 \cdot \tau_t)^2} \quad 5.31$$

Die Simulation zeigt, dass Stöße in Richtung der FernrohrZiellinie Z (Lastfall 1) um ein Mehrfaches höhere Spannungen hervorrufen als Stöße, die senkrecht (Lastfall 2) oder unter einem Winkel (Lastfall 3) zur Ziellinie Z eingeleitet werden. Ein Grund hierfür ist, dass die Federgelenke quer zur Ziellinie liegend verbaut sind und bei einer Belastung in Z-Richtung einer hohen Torsions- (M_x) und Biegebeanspruchung (M_y) ausgesetzt sind. Jedoch liegt die auftretende Vergleichsspannung unter der zulässigen Zugspannung von $\sigma_{Z-zul} = 1071 \text{ N/mm}^2$. Für Stöße quer zur Ziellinie (Lastfall 2) treten nur sehr geringe Spannungen auf, die hauptsächlich auf eine Schub- und Torsionsbelastung zurückzuführen sind. Der Lastfall 3 stellt eine Kombination aus Lastfall 1 und Lastfall 2 dar. Für alle Lastfälle befinden sich die vorhandenen Spannungen σ deutlich unter den zulässigen Spannungen, die Tab. 5.2 entnommen werden können. Die Häufigkeit des Auftretens der in Tab. 5.4 simulierten Stoßbelastungen ist in der Praxis als gering einzustufen.

³¹ Erdbeschleunigung $g = 9,81 \text{ m/s}^2$

Tab. 5.4: Stoßbelastung kardanisches Drehfedergelenk (FEM)

Annahmen: Stoßbeschleunigung $(1+1) \cdot g$, Federdicke $b = 0,05$ mm, Masse des Stabilisators $m_s = 0,192$ kg, Vergleichsspannung σ_v für $\alpha_0 = 0,7$ (GEH)

Last	Größe	Zeichen	Einheit	F_x (Zug/Druck)	F_y (Schub)	F_z (Schub)	M_x (Torsion)	M_y (Biegung)	M_z (Biegung)
	Fläche	A	[mm ²]	0,050	0,050	0,050	-	-	-
	Widerstandsmoment	W	[mm ³]	-	-	-	0,0008	0,0004	0,0083
	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,035	2,861	-1,849	0,310	-0,275	0,401
1	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,7	57,2	37,0	372,0	659,6	48,2
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	953,2					
	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	-0,001	1,869	-0,003	-0,030	0,000	-0,238
2	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,0	37,4	0,1	36,4	1,2	28,5
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	111,0					
	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,024	3,344	-1,310	0,198	-0,195	0,116
3	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,5	66,8	26,2	237,2	467,3	13,9
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	657,7					

Aus der Spannungs-Dehnungs-Kurve und der Wöhlerlinie in Abb. 5.10 kann für die auftretende maximale Vergleichsspannung von $\sigma_v = 953,2$ N/mm² die Anzahl der Schwingspiele im Zeitfestigkeitsbereich ermittelt werden (Neuber-Korrektur). Die Anriss-schwingspielzahl wird mit $N_A = 10000$ angegeben.

Das kardanische Drehfedergelenk hält den während der stabilisierten Beobachtung zu erwartenden Stoßbelastungen stand.

Während des Transports des Doppelfernrohres können Stöße auftreten, die deutlich über denen der stabilisierten Beobachtung liegen und zur Schädigung der Biegefedergelenke führen können. Wird die Stabilisierung nicht verwendet, so sind durch einen Sicherungsmechanismus (Transportsicherung) die Drehbewegungen (ψ , χ) der Stabilisatoren zu sperren. Zusätzlich ist die Auslenkung der Biegefedergelenke aufgrund ihrer Nachgiebigkeit in Z-Richtung zu verhindern, um ein Abscheren der Gelenke zu vermeiden. Vorschläge zu Sicherungsmaßnahmen wurden bereits im Kapitel 4.1 unterbreitet (Abb. 4.2).

5.2.2 Einflussnahme

Das Schwingungsverhalten des Stabilisators ist wesentlich durch die Drehfederkonstante geprägt. Dieses hängt ab von der Wahl des Federtyps (monolithisch, Federeinspannung), der Federform (balkenförmig, kerbförmig) und des Federwerkstoffes. Aufgrund einer höheren Flexibilität beim Experimentieren fiel die Entscheidung des Federtyps auf die Federeinspannung. Als Feder wird ein Biegefedergelenk mit konstantem rechteckigen Querschnitt verwendet. Die Variation der Federeigenschaften kann somit über die stoffliche Größe

- Federwerkstoff (E , R_m)

und die Geometrie des Biegefedergelenkes

- Federlänge (l)
- Federhöhe (h)
- Federdicke (b)

erfolgen. Als Federwerkstoff eignet sich gewalzter und wärmebehandelter Federstahl (Tab. 5.2) mit einer hohen Zugfestigkeit R_m . Da ein Fernrohr sehr unterschiedlichen klimatischen Bedingungen ausgesetzt ist, muss dieser korrosionsbeständig sein. Die Lage der Biegeachse zur Walztextur³² hat einen wesentlichen Einfluss auf die Federeigenschaften der Biegefedergelenke. [Dob04] Diese ist grundsätzlich quer zur Textur und für alle Gelenke gleich zu wählen.

Für eine Verringerung der Drehfederkonstante kann die freie Federlänge l erhöht und die Federhöhe h wie die Federdicke b verringert werden (Gleichung 5.15). Allerdings sollte die Federlänge l kurz gehalten werden, um bei Auslenkung der Feder eine Verlagerung des Momentendrehpunktes aus dem Schwerpunkt der Stabilisatoreinheit heraus gering zu halten. Nur unter Einhaltung dieser Bedingung ist sichergestellt, dass die Stabilisatoreinheit nach einer Relativauslenkung, unabhängig von der Gebrauchslage, in ihre Nulllage zurückkehrt. Einen geringen Einfluss besitzt die Änderung der Federhöhe h , da diese in die Berechnung nur linear einfließt. Für eine Feinabstimmung des Federverhaltens kann sie durchaus herangezogen werden. Hingegen nimmt die Federdicke b , welche mit ihrer dritten Potenz eingeht, erheblichen Einfluss auf die Drehfederkonstante c_ψ .

Die Drehfederkonstante lässt sich durch Verändern der Dicke b des Biegefedergelenkes in einem relativ großen Bereich variieren.

Dies bedingt jedoch eine Herstellung mit engen Vorgaben, um gleiche Federkonstanten der Drehachsen in einem Doppelfernrohr zu erhalten. Eine Abschätzung ist in Tab. 5.5 aufgeführt.

Aufgrund der gegebenen optischen Anordnung aus dem Zeiss Conquest 15x45 BT* und des damit begrenzten Bauraumes wurde die Einbaulage der Biegefedergelenke mit ihrer Federlänge l quer zur Ziellinie Z gewählt (Abb. 5.6). Damit werden die Federgelenke bei einer in Z -Richtung wirkenden Last hauptsächlich auf Biegung beansprucht. Um die Stoßunempfindlichkeit der Biegefedergelenkes in Z -Richtung zu verbessern, kann bei vorhandenem Bauraum die Einbaulage der Blattfedergelenke geändert werden. Für eine Anordnung aller Biegefedergelenke einer kardanischen Gelenkanordnung mit ihrer Federlänge parallel zur Ziellinie Z werden die Federn bei einer Last in Z -Richtung auf Zug statt auf Biegung beansprucht. Damit ergeben sich deutlich geringere Spannungen bei gleichem Lastfall und somit ein ebenfalls geringeres Gefährdungspotential.

Die Herausforderung der Anordnung als Duostabilisator besteht darin, ein identisches Schwingungsverhalten beider Sehkanäle zu erhalten. Dies ermöglicht es, den binokularen Gerätefehler während der stabilisierten Beobachtung in festgelegten Grenzen zu halten, so dass er für den Benutzer nicht in Erscheinung tritt. Einen wesentlichen Beitrag hierzu liefert die Drehfederkonstante. Diese muss sowohl für die Drehachsen (ψ , χ) eines kardanischen Federgelenkes als auch für beide Sehkanäle nahezu identische Werte besitzen. Um dies zu erreichen, ist Sorgfalt bei der Herstellung dieser Federn und der Federeinspannung sowie bei der Montage geboten. Für die Biegefeder sind die Abmessungen, gleiche Richtung der Walztextur und die technologischen Schritte (Wärmebehandlung) genau einzuhalten. Eine Abschätzung der Toleranzgrenzen erfolgt in Kapitel 5.4. Bei der Federeinspannung ist zu beachten, dass die Einspannstelle scharfkantig und gratfrei ausgeführt und frei von Schmierstoff

³² Die Textur beschreibt die Gesamtheit der Orientierung von Kristalliten in einem vielkristallinen Festkörper. Sie entsteht beispielsweise beim Umformen (Walzen) eines Werkstoffes und führt zu anisotropen Eigenschaften (mechanische Verformbarkeit).

ist. Die Einspannkraft ist so klein wie möglich zu wählen. [Kra93] Die Montage muss sicherstellen, dass jeweils zwei Gelenke eine Achse bilden, wobei sich die Achsen der Gelenke in einer Ebene (X-Y) orthogonal kreuzen sollen (Abb. 5.6). Dabei ist für alle Biegefederjelenke eines Doppelfernrohres eine übereinstimmende Federlänge sicherzustellen. Um entsprechende Gleichjelenke für ein Doppelfernrohr zu finden, können die Drehfederkonstanten der gefertigten kardanischnen Gelenkanordnung bestimmt und Paare gebildet werden, die Abweichungen in engen Grenzen zueinander besitzen. Bei der Montage des kardanischnen Drehfederjelenkes ist eine Vorrichtung hilfreich. Diese verringert die Streubreite der Federkonstante für die Achsen innerhalb eines Kardangelenkes sowie verschiedener Kardangelenke und verkürzt die Montagezeit. Ein Beispiel einer solchen Vorrichtung ist in Abb. 5.11 gegeben.

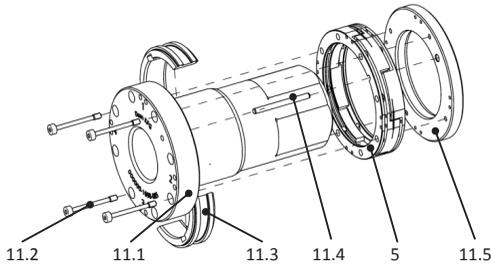


Abb. 5.11: Vorrichtung zur Herstellung eines kardanischnen Federjelenkes
Explosionsdarstellung
11.2 Verschraubung, 11.1 Dorn, 11.3 Distanzschalen, 11.4 Orientierungsstift, 5 kardanischnes Drehfederjelenk, 11.5 Sicherungsscheibe

Dabei werden die drei vorbereiteten Rahmenringe (Halbzeug) des Drehfederjelenkes (5) auf einen Dorn (11.1) gebracht und mit Distanzschalen (11.3) auf Abstand gehalten. Für die azimutale Orientierung sorgt ein Stift (11.4), der die Rahmenringe im Winkel zueinander ausrichtet und somit die „gleiche“ Federlänge für alle vier Gelenke einstellt. Anschließend wird die Lage der Rahmenringe durch Verschraubungen (11.1) von Dorn (11.2) und Sicherungsscheibe (11.5) fixiert. In die auf der Vorrichtung befindlichen Rahmenringe werden vier tangentielle Schnitte im Takt von 90 Grad, die alle in einer Ebene liegen, eingebracht. Dabei verläuft jeder Schnitt durch einen der äußeren Rahmenringe und den mittleren Rahmenring. Die Schnittbreite entspricht dabei exakt der Biegefederdicke. Danach werden die Federn in die Schnitte eingelegt und zum Beispiel stoffschlüssig gesichert (Kleben). Dabei ist darauf zu achten, dass die Gelenkstellen frei von Bearbeitungsrückständen sind. Das kardanischnes Drehfederjelenk verbleibt währenddessen auf der Vorrichtung.

5.3 Massenträgheit

Das zugrunde liegende Funktionsprinzip eines Trägheitsstabilisators für die passive Bildstabilisierung setzt eine gewisse Mindestmassenträgheit voraus. Da es sich beim Duostabilisator um zwei separate Stabilisatoren handelt, die in ihren Eigenschaften identisch sind, wird die Massenträgheit für die Stabilisatoren halbiert. Dies beeinflusst das Erreichen eines möglichst hohen Stabilisierungsgrades negativ. Jedoch lassen sich die Federjelenke, da sie Stabilisatoren von geringerer Masse tragen müssen, in geringerer Dicke ausführen. Auf diese Weise wird der vermeintliche Nachteil kompensiert.

Die in Abb. 5.1 abgebildete Stabilisatoreinheit besitzt eine Masse von $m_s = 0,192$ kg und ein nahezu identisches Massenträgheitsmoment J_s für die X- und Y-Achse. Dieses wird mit

$$J_s = 342,75 \cdot 10^{-6} \text{ kgm}^2$$

angegeben. Damit wird die Zielvorgabe aus Tab. 3.4 eingehalten. Das Massenträgheitsmoment J_s des Stabilisators kann direkt den Modelldaten des Konstruktionsprogrammes entnommen werden. Am Stabilisator befinden sich Tariermassen, die es erlauben, den Massenschwerpunkt der Stabilisatoreinheit mit geringem Aufwand in den Kreuzungspunkt der Drehfederachsen (passiver Drehpunkt) zu justieren. Dabei kann die Einstellung für horizontale und vertikale Gebrauchslage unabhängig voneinander durch separate Tariermassen vorgenommen werden (Abb. 5.1). Mit der Verstellung der Tariermassen wird das Massenträgheitsmoment des Stabilisators geringfügig beeinflusst.

5.4 Duostabilisator

Dieses Kapitel behandelt die Integration der Stabilisatoren und ihrer peripheren Komponenten (Transportsicherung) in ein mit Knickbrücke ausgeführtes Doppelfernrohr. Zuvor erfolgt ein Überblick wichtiger Kenngrößen zur Beeinflussung der Parameter (D_δ , c_ψ , J_s), die das Schwingungsverhalten der Stabilisatoren prägen.

5.4.1 Kenngrößen des Duostabilisators

Die Einflussnahme auf die in Abb. 5.1 vorgestellte Stabilisatoreinheit durch Dämpfungskonstante D_δ , Drehfederkonstante c_ψ und Massenträgheit J_s wurde in den vorhergehenden Abschnitten eingehend beschrieben. In der folgenden Übersicht sind die zur Beeinflussung geeigneten Größen und ihre Kennwerte zusammengetragen (Tab. 5.5). Dabei erfolgt eine Abschätzung zulässiger Toleranzen. Die Veränderung einer Einflussgröße zeigt sich bei Resonanzfrequenz f_r verstärkt. Als Kriterium wird eine Abweichung (Toleranzfenster) des Stabilisierungsgrades η_s bei Resonanzfrequenz f_r von ± 15 Prozent sowie der Resonanzfrequenz f_r von $\pm 0,1$ Hertz herangezogen.

Aus der Tabelle können die realisierten Größen zur Einstellung des Schwingungsverhaltens entnommen werden. Für die Abstimmung des realen Stabilisators wurden verschiedene Einflussgrößen ausgewählt, die im Demonstrator variiert werden können. Diese sind mit einem schwarzen Punkt gekennzeichnet. Die Variationsmöglichkeiten sind für die Werte dieser Größen angegeben, wobei die theoretische Vorzugsvariante fett hervorgehoben ist. Die Angaben erfüllen die gewünschten Parameterkennwerte aus Tab. 3.4. Am Demonstrator sollen Experimente vorgenommen werden, um die theoretischen Annahmen zu überprüfen und gegebenenfalls anzupassen.

Tab. 5.5: Überblick über Einflussgrößen und ihre Kennwerte

$$D_8 = 6,11 \cdot 10^{-3} \text{ kgm}^2/\text{srad}$$

$$c_\psi = 13,9 \cdot 10^{-3} \text{ Nm}$$

$$J_s = 342,75 \cdot 10^{-6} \text{ kgm}^2$$

S Stoff, G Geometrie, experimentelle Variation: • ja - nein

Parameter	Einflussart	Gliederung	Bezeichnung	Zeichen	SI-Einheit	Wert(e)	Toleranz	Bemerkung	Variation
							[%]		
	S	1	magn. Flussdichte	B_l	[T]	0,757/ 0,708 /0,668	<3	$B_l = f(l_i)$	•
	S	1.1	Energieprodukt	BH_{\max}	[KJ/m ³]	280/160	-	NdFeB/SE Co ₅	-
	G	1.2	Magnetdicke	d_m	[m]	$3 \cdot 10^{-3}$	<3	-	-
	G	1.3	Magnetfläche	A_m	[m ²]	$3080 \cdot 10^{-6}$	<3	-	-
	G	1.4	Arbeitsluftspalt	l_l	[m]	$(3,5/4,0/4,5) \cdot 10^{-3}$	<3	-	-
D_8	S	2	Leitfähigkeit	κ_{20}	[S/m]	$(58,14/49,50/37,04) \cdot 10^6$	<3	Cu/CuSn8/Al	•
	G	3	Wirkhebellänge	l_w	[m]	$43 \cdot 10^{-3}$	<1	-	-
	G	4	Anregungswinkel	ψ_a	[rad]	$1,75 \cdot 10^{-3}$	-	Tremor ¹⁹	-
	G	5	Leiterfläche	A_L	[m ²]	$592 \cdot 10^{-6}$	<3	$A_L = N_K \cdot A_K$	•
	G	5.1	Kerbfläche	A_K	[m ²]	$7,5 \cdot 10^{-6}$	<3	Schlitzung	•
	G	5.2	Kerbanzahl	N_K	[-]	0/4/8/12/24/30/36/60	-	-	•
	G	6	Leiterdicke	d_L	[m]	$(0,8/1,0/.../2,0/2,2) \cdot 10^{-3}$	<3	-	•
	S	7	Elastizitätsmodul	E	[N/m ²]	$2 \cdot 10^{11}$	<3	X10CrNi18-8	-
c_ψ	G	8	Federlänge	l	[m]	$3 \cdot 10^{-4}$	<3	-	-
	G	9	Federhöhe	h	[m]	$10 \cdot 10^{-4}$	<3	-	-
	G	10	Federdicke	b	[m]	$(0,5/0,8/1,0/1,2) \cdot 10^{-4}$	<0,5	-	•
J_s	S	11	Masse	m	[Kg]	$192 \cdot 10^{-3}$	<3	-	-
	G	12	Abstand Drehachse	r	[m]	-	<1	-	-

5.4.2 Passiv stabilisiertes Doppelfernrohr mit Knickbrücke

Der Funktionsdemonstrator des Zeiss Conquest 15x45 BT* S ist in den Abb. 5.12 dargestellt. Um die Grundfunktionen nahe zu bringen, sollen die wesentlichen Komponenten und ihr Zusammenwirken kurz beschrieben werden. Die Gehäusehälften (8.1) werden über Brückenflügel (8.2) drehbar miteinander zu einer Knickbrücke verbunden. Mit dieser ist der Augenabstand stufenlos im Bereich von 60 mm bis 75 mm einstellbar. Durch die Verwendung von Geradsichtprismen (Schmidt-Pechan-Prisma) und größerer Gehäusedurchmesser für die Unterbringung der Mechanik zur Trägheitsstabilisierung ist die Forderung, den geringsten Augenabstand von 55 mm zu ermöglichen, nicht umsetzbar.

Die Fokussierung für beide Sehkanäle kann am zentralen Fokussierrad (9.1), welches sich auf der Knickachse (8.3) befindet, vorgenommen werden. Ein Bewegungsgewinde wandelt die Drehung in eine axiale Verschiebung (Z) der Fokussierschuhe (9.2) um, welche die Fokussierlinsen (2) in gleicher Richtung bewegen. Die Fokussierung überstreicht einen Bereich von +46,1 Dioptrien (+10,1 mm) bis -11 Dioptrien (-2,4 mm). Der Abgleich unterschiedlicher Fokusalagen eines Augenpaares (R/L) kann am Gewindeverstellring (9.3) des rechten Okulars (4) vorgenommen werden. Dieses ermöglicht eine Differenz der Sehkanäle von ± 5 Dioptrien, was gleichbedeutend mit einer axialen Stellbewegung von $\pm 1,1$ mm ist (1 dpt $\approx 0,22$ mm), zu kompensieren.

Die Betätigung für die Bildstabilisierung (10.1) ist leicht zugänglich in Griffposition am Fernrohrgehäuse angebracht. Beim Einschalten zieht ein Bandantrieb eine axial gleitfähig gelagerte Buchse (10.2) in Richtung Okular. Eine weitere Buchse (10.3), die axial verschiebbar auf

der Knickachse (8.3) montiert ist und formschlüssig mit der ersten Buchse (10.2) in Verbindung steht, wird von dieser mitgenommen. Eine Weiterleitung an den Ent-/Verriegelungsmechanismus (Transportsicherung, 10.5) erfolgt für beide Sehkanäle durch nach außen geführte Zapfen (10.4), die in eine umlaufende Nut in die auf der Knickachse befindlichen Buchse (10.3) greifen (Abb. 7.11).

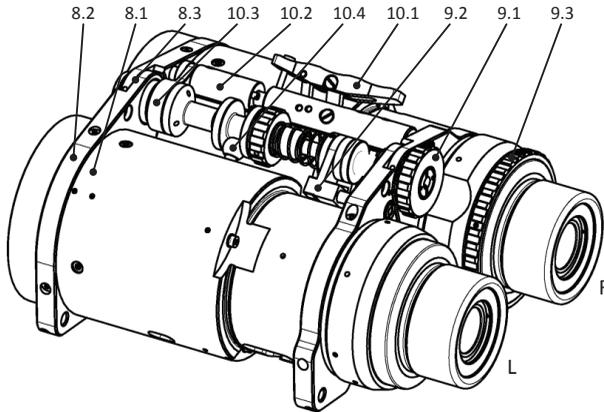


Abb. 5.12: Funktionsdemonstrator Zeiss Conquest 15x45 BT* S

Masse: 1,85 kg

8.2 Brückenflügel, 8.1 Gehäusehälfte, 8.3 Knickachse, 10.3 Buchse (Knickachse), 10.2 Buchse (Band), 10.4 Zapfen, 10.1 Betätigung Bildstabilisierung, 9.2 Fokussierschuh, 9.1 Fokussierrad, 9.3 Fokusabgleich der Sehkanäle R/L

Bei einem Schnitt durch eine Gehäusehälfte des Doppelfernrohres, wie er in Abb. 5.13 dargestellt ist, wird der Blick auf das Innenleben und somit auf die Verriegelung (10.5) freigegeben. Bei der Verriegelung wurde sich an Abb. 4.2 c orientiert, jedoch erfolgt nur eine Sperrung der rotatorischen Bewegung des Stabilisators (ψ , χ). Auf die aufwendiger auszuführende Sperrung für die Z-Richtung wurde bei der Umsetzung des Labormusters verzichtet. In Abb. 5.13 a ist die Transportsicherung im verriegelten Zustand dargestellt. Dabei ist eine Verriegelungshülse (10.5) zur Sperrung der Rotation formschlüssig über einen Durchmesser am Stabilisator (6) geschoben. Der entriegelte Zustand für das stabilisierte Sehen ist in Abb. 5.13 b für einen Relativwinkel von Stabilisator (6) zum Fernrohrgehäuse (8) von 0 Grad gezeigt. Eine Darstellung des maximalen Drehwinkels zwischen unverkipptem Stabilisator (6) und verkipptem Fernrohrgehäuse (8) ist in Abb. 5.13 c gegeben. Dabei wird der Relativdrehwinkel durch eine Begrenzung (10.6) auf $\pm 1,5$ Grad eingeschränkt. Auf diese Weise werden Kollisionen zwischen Komponenten des Stabilisators und des Fernrohrgehäuses vermieden und die Biegefedergelenke innerhalb der zulässigen Toleranz beansprucht. Der Stabilisator (6) ist dabei an der kardanischen Drehfederanordnung (5) drehbar um zwei Achsen (ψ , χ) im Fernrohrgehäuse (8) befestigt. Weiterhin ist aus Abb. 5.13 die Anordnung von Objektiv (1), Wirbelstromdämpfung (7), Innenfokussierlinse (2), Schmidt-Pechan-Prisma (3) und Okular (4) erkennbar. Das gefasste Objektiv (1) lässt sich für Manipulationen an der Wirbelstromdämpfung aus dem Fernrohr entnehmen und definiert wieder einsetzen.

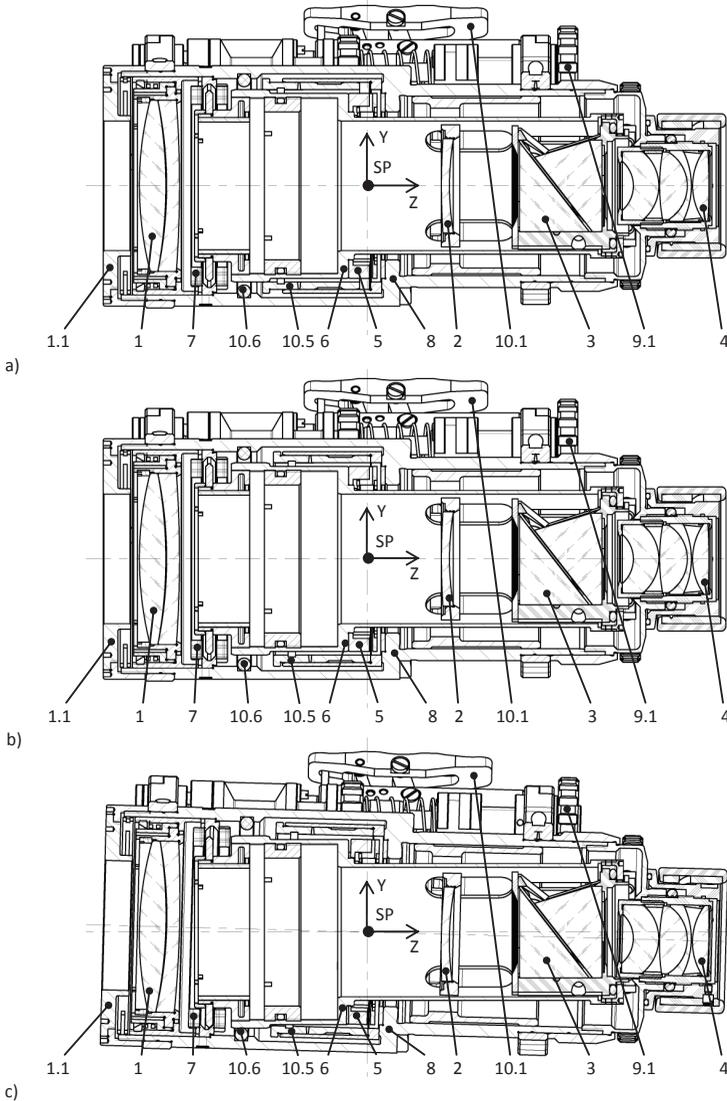


Abb. 5.13: Stabilisatorbaugruppe im Doppelfernrohr

a) gesichert (0 Grad)

b) entsichert (0 Grad)

c) entsichert, ausgelenkt (1,5 Grad)

1.1 Blende, 1 Objektiv, 7 Wirbelstromdämpfung, 10.6 Drehwinkelbegrenzung, 10.5 Verriegelung (Transportsicherung justierbar), 6 Stabilisatorbaugruppe, 5 kardanisches Drehfedergelenk, 8 Gehäuse, 2 Innenfokussierlinse, 10.1 Betätigung Bildstabilisierung, 3 Schmidt-Pechan-Prisma, 9.1 Fokussier-
rad, 4 Okular, SP Schwerpunkt

Das Fassglied ist als Doppelpexzenter gestaltet und erlaubt eine Verschiebung der Objektivoptik von 0,6 mm lateral zur Ziellinie Z, um den binokularen Gerätefehler zu korrigieren. [Han64] Eine genauere Beschreibung der Binokularfehlerjustage erfolgt in Kapitel 7.2. Die Eintrittspupille wird durch eine Vorsatzblende (1.1) auf einen Durchmesser von 35 mm verringert (Tab. 1.1). Damit wird die Vignettierung, die bei der Aufnahme von Messdaten oder bei der subjektiven Begutachtung (Helligkeitsschwankung) Störungen hervorrufen kann, vermieden. Der Magnetpolabstand (gehäusefest) der Wirbelstromdämpfung (7) lässt sich in festen Schritten variieren, wodurch die magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt verändert wird (Tab. 5.5). Der induzierte Strom kann durch die austauschbar am Stabilisator (6) befestigte Leiterscheibe beeinflusst werden (Leitfähigkeit, Leitervolumen). Die Fassung der Innenfokussierlinse (2) ist axial verschiebbar im Fernrohrgehäuse (8) gelagert. Dabei sind über den gesamten Fokussierbereich Ausbrüche in den Stabilisator (6) eingebracht. An diesem ist der Leiterscheibe (7.2) gegenüberliegend das Bildumkehrprisma (3) befestigt. Zur groben Vorjustage des Stabilisatorschwerpunktes lässt sich der kraftschlüssig gehaltene Prismenstuhl lateral verschieben.

Aufgrund der Ausführung des Doppelfernrohres als Experimentiergerät sind Schnittstellen, die ein Austauschen von Komponenten (Leiterscheibe) beziehungsweise Baugruppen (kardanisches Drehfedergelenk) ermöglichen, vorgesehen. Diese zusätzlichen Elemente tragen erheblich zur Erhöhung der Masse bei. Die Masse des Demonstrators beträgt 1,85 kg. Dabei entfallen auf die beiden Stabilisatoren lediglich 0,384 kg. Dies lässt das Ziel, ein die Bildlage passiv stabilisierendes Doppelfernrohr mit einem Gesamtgewicht von zirka 1,2 kg, in greifbarer Nähe rücken. Einsparungen am Gewicht sind am Fernrohrgehäuse und den gehäusefesten Anbauteilen (Fokussiereinrichtung) möglich. Hierfür sind geeignete Werkstoffe zu wählen sowie Querschnitte und Wandstärken zu optimieren.

6 Aktive Bildstabilisierung

Diese Arbeit verfolgt vorrangig eine passive Lösung auf Basis der Trägheitsstabilisierung. Gleichwohl soll an dieser Stelle die Beachtung kurz auf die aktive Bildstabilisierung gelenkt werden. Dabei wird auf Besonderheiten einer aktiven Variante der Bildstabilisierung eingegangen. Eine weitere interessante Anwendung erschließt sich aus der Kombination von passiver und aktiver Bildstabilisierung zu einer Hybridform. Nähere Ausführungen erfolgen beispielhaft an ausgewählten Anordnungen in den nächsten Abschnitten.

6.1 Anordnung zur aktiven Bildstabilisierung

Bevor eine Aufteilung von Funktionen und die damit verbundene Anordnung der Komponenten zur Bildstabilisierung erfolgen kann, ist eine Entscheidung bezüglich der Prismenlagerung zu treffen. Der Prismendrehpunkt kann wie bei der Trägheitsstabilisierung in den passiven Drehpunkt (Abb. 3.8 c) gelegt werden, jedoch auch in einem Abstand zum passiven Drehpunkt auf der Ziellinie angeordnet sein. Für eine Lage des Drehpunktes außerhalb des passiven Drehpunktes ist die Verschiebung der kardanischen Lagerung ins Prisma vorteilhaft beziehungsweise in den Schwerpunkt des Prismas (Abb. 3.8 d). Dies ermöglicht eine kompakte Stabilisierungsbaugruppe, die das Prisma umgebend angeordnet werden kann. Damit ist die im Fernrohrgehäuse axial verschiebbar gelagerte Innenfokussierlinse frei zugänglich, ohne Durchgriffsmöglichkeiten am Stabilisatorbus vorzuhalten. Die zum Messen und Stellen der erforderlichen Kompensationswinkelbewegungen (ψ , χ) verfügbaren Sensoriken und Aktoriken lassen sich miniaturisieren und vergrößern den Durchmesser somit nur geringfügig. Durch die Sensorik sind die Störwinkelangeregung, die Stellung der Knickbrücke und gegebenenfalls die Relativwinkelage der Stabilisatoren zu einer ausgezeichneten Nulllage mittels Drehraten- und Positionssensoren zu erfassen. Bei einer Verschiebung aus dem passiven Drehpunkt heraus, ist der Kompensationswinkelfaktor \mathcal{S}_2 in der Regelung zu berücksichtigen (Abb. 3.7). Die Anbindung der Aktoren an das um zwei Achsen (X, Y) beweglich gelagerte Prisma, kann durch eine gelenkige Koppelstelle ausgeführt sein wie bei der Verwendung von Schrittmotoren und Piezomotoren oder lose wie bei der Verwendung von Tauchspulenmotoren. Bei einer losen Aktoranbindung ist die Stabilisatorbaugruppe in ihrem Schwerpunkt zu lagern und gegenüber Stoßbelastungen während der Beförderung des Doppelfernrohres zu schützen (Transportsicherung). Weiterhin ist eine Nulllage vorzugeben, die auch bei stromloser Aktorik reproduzierbar erreicht wird. Dafür eignet sich eine kardanische Drehfederlagerung, wie sie bereits für die in Kapitel 5.2 beschriebene Trägheitsstabilisierung ausgeführt ist. Bei der Anbindung der Aktoren durch ein Dreh- oder Kugelgelenk sind Federlager ebenfalls zu favorisieren, da diese frei von Spiel, Verschleiß, Hysterese und Wartung sind (Tab. 4.3). Für Kompensationswinkelauslenkungen, die ± 2 Grad übersteigen, kann auf Gleit- oder Wälzlager zurückgegriffen werden. Dies ist insbesondere für Kompensationsdrehbewegungen bei Verwendung des Doppelfernrohres auf bewegtem Untergrund (Luft- und Schifffahrt) nötig. Die Nulllage ist in diesem Fall zu definieren und bei der Gerätegrundjustage in der Elektronik zu hinterlegen.

Eine mögliche Anordnung geht aus dem Signallaufplan in Abb. 6.1 hervor. Es werden die Anregungswinkel ψ_a und χ_a des Tremor von zwei Drehratensensoren erfasst. Diese sind in einem Sehkanal untergebracht. Dem Sensor wird ein Tiefpassfilter nachgeschaltet. Dieser schneidet Frequenzen oberhalb von 20 Hertz ab. Es wird davon ausgegangen, dass die Amplitudenwinkel für Frequenzen ab 20 Hertz verschwindend klein sind, so dass sie keiner Stabilisierung bedürfen (Abb. 3.3 und Abb. 3.4). Im Anschluss erfolgt eine Transformation,

bei der die Stellgrößen der Kompensationswinkelamplituden ψ_{s-a} und χ_{s-a} für beide Sehkanäle (R/L) abgeleitet werden. Dabei findet die Stellung der Knickbrücke (β) Berücksichtigung. Durch die Aktorik erfolgen die Winkelstellbewegungen (ψ_{s-ar} , χ_{s-ar}) des Prismas und damit die Stabilisierung der Sehwinkel ψ_s und χ_s (Stabilisatorwinkel) synchron in beiden Sehkanälen.

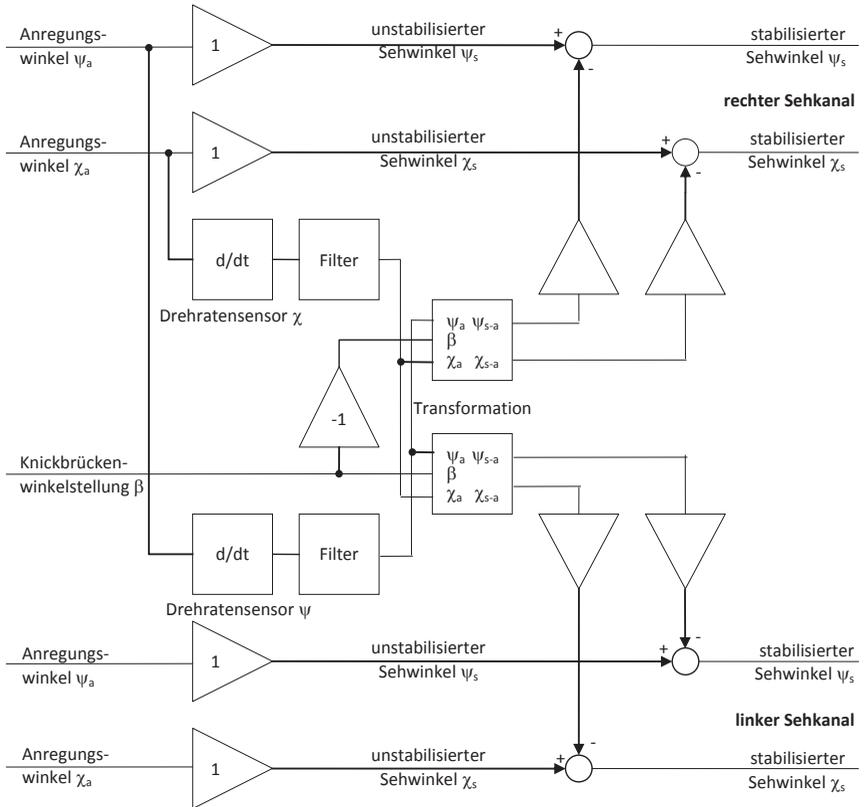


Abb. 6.1: Signallaufplan einer aktiven Bildstabilisierung
 ψ_a, χ_a - Anregungswinkel (Tremor), ψ_s, χ_s - Sehwinkel (Stabilisator), ψ_{s-a}, χ_{s-a} - Stabilisatorstellwinkel [Car10]

Im Transformationsalgorithmus ist der Kompensationswinkelfaktor ϑ_2 für die Verlagerung des Prismendrehpunktes aus dem passiven Drehpunkt heraus berücksichtigt. Ebenso kann einer Bewegung zur Objektverfolgung (Panning) Rechnung getragen werden. Diese wird anhand ihrer Störwinkelamplituden kategorisiert und bei der Kompensation berücksichtigt (Abb. 2.9). Gegebenenfalls kann eine graduelle Abstufung der Beeinflussung der Störwinkelkompensation in festgelegten Grenzen vom Bediener vorgenommen werden. Ein wichtiger Schritt in der Doppelfernrohrmontage ist die Einstellung des binokularen Gerätefehlers. Bei einer losen Anbindung des Aktors (Tauchspule) und der Verwendung von Federgelenken zur kardanischen Lagerung, kann in gleicher Weise wie bei der passiven Bild-

stabilisierung verfahren werden (Kapitel 7.2). Erfolgt die Anbindung durch ein gelenkiges Koppelglied (Dreh- oder Kugelgelenk), so ist die Lage der Prismen zu erfassen und möglicherweise mit der Stellaktork (ψ, χ) zu korrigieren. Liegt der binokulare Gerätefehler innerhalb der vorgegebenen Toleranz, wird die Position der Sensoren ausgelesen und als Nulllage in der Elektronik hinterlegt. Im Anschluss ist der Nachweis zu erbringen, dass die zulässigen Toleranzen des binokularen Gerätefehlers auch bei einer dynamischen Anregung des Doppelfernrohres nicht überschritten werden (Synchronitätstest). Diese Prüfprozesse lassen sich teilweise automatisieren und ermöglichen somit eine Effizienzsteigerung in der Produktion.

6.2 Anordnung zur hybriden Bildstabilisierung

Eine passive Bildstabilisierung (Trägheitsstabilisierung) zeigt für Frequenzen ab 10 Hertz einen sehr hohen Stabilisierungsgrad η_s von 80 Prozent und mehr (Abb. 6.2 a), wobei der Bildstand bereits für Frequenzen unterhalb von 10 Hertz entscheidend verbessert wird. Jedoch werden die am Fernrohrgehäuse eingebrachten Störwinkelamplituden, bedingt durch die Resonanzeigenschaften des mechanischen Schwingers (Stabilisator), nicht völlig ausgeglichen. Der fehlende Anteil, um sich einem Stabilisierungsgrad von 100 Prozent zu nähern, kann durch eine aktive Bildstabilisierung erbracht werden. Die Kombination der beiden Bildstabilisierungsformen wird im Folgenden als **hybride Bildstabilisierung** bezeichnet und stellt einen **neuen Ansatz** dar.

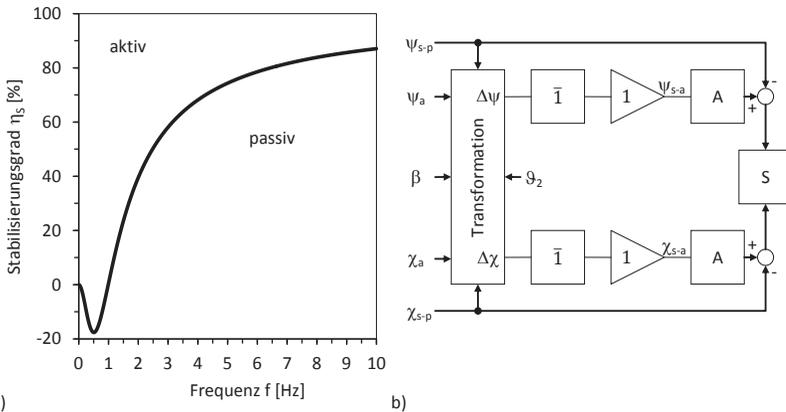


Abb. 6.2: Kombination passiver und aktiver Bildstabilisierung
 a) Anteile am Stabilisierungsgrad
 A - Aktor (Tauchspule), S - Stabilisator, ψ_a/χ_a - Anregungswinkel, ψ_{s-p}/χ_{s-p} - passiv stabilisierte Winkel, Δψ/Δχ - Kompensationsrestwinkelfehler, ψ_{s-a}/χ_{s-a} - aktiv stabilisierte Winkel, β - Knickbrückenwinkelstellung, ϑ₂ - Kompensationswinkelfaktor (Drehpunktverschiebung)

Das Prinzip ist für einen der symmetrischen Sehkanäle im Signallaufplan in Abb. 6.2 b gezeigt. Dabei werden die Anregungswinkelamplituden (ψ_a, χ_a) wie die Relativwinkelamplituden (ψ_{s-p}, χ_{s-p}) zwischen Stabilisator und Fernrohrgehäuse und deren Phasenverschiebungen φ zueinander erfasst (harmonische Anregung). Daraus geht der Anteil der passiven Bildstabilisierung hervor. Die Kompensationsrestwinkelfehler (Δψ, Δχ) können aus der phasenrichtigen Differenz von Anregungs- und Relativwinkelamplitude gewonnen werden. Um Stellgrößen für den aktiven Anteil zur vollständigen Kompensation abzuleiten, sind die Stellung der Knickbrücke β und der Kompensationswinkelfaktor ϑ₂ zu berücksichtigen. Befindet sich der

Prismendrehpunkt D_p im passiven Drehpunkt, so ist ϑ_2 gleich eins. Für eine axiale Verschiebung des Drehpunktes aus dem passiven Drehpunkt heraus, kann ϑ_2 aus Abb. 3.7 ermittelt werden. Die Kompensationsrestwinkelfehler ($\Delta\psi$, $\Delta\chi$) werden invertiert und verstärkt zu den Stellaktorken (ψ_{s-a} , χ_{s-a}) geleitet, die eine vollständige Kompensation der Störwinkel herbeiführen. Um ein tieferes Verständnis der Wirkungsweise einer hybriden Bildstabilisierung zu erhalten, werden zur Illustration die Winkelamplitudenverläufe bei harmonischer Anregung für die ψ -Richtung in Abb. 6.3 dargestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit erfolgt die Darstellung für nur eine Frequenz aus dem Anregungsspektrum ($f_a = 3$ Hertz). Eine vollständige Kompensation der Anregungswinkelamplitude ψ_a wird bei gegenphasigen Verlauf der gleich großen Kompensationswinkelamplitude ψ_s erreicht.

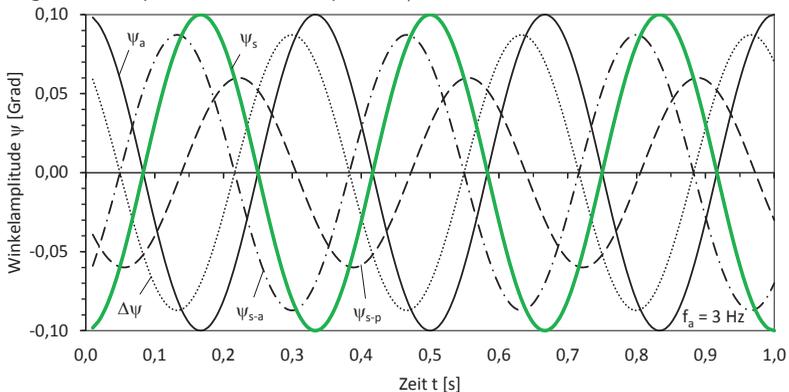


Abb. 6.3: Verlauf der Winkelamplituden bei der hybriden Bildstabilisierung

ψ_a - Anregungswinkel (Tremor), ψ_{s-p} - passiv stabilisierter Winkel, $\Delta\psi$ - Kompensationsrestwinkelfehler, ψ_{s-a} - aktiv stabilisierter Winkel, $\psi_s = \psi_{s-p} + \psi_{s-a}$, f_a - Anregungsfrequenz (Störfrequenz)

Eine Beobachtungssituation, bei der die Bildstabilisierung zu unterbinden ist, wie bei der Verfolgung eines bewegten Objektes (Panning), kann von der Sensorik (Drehratensensoren) anhand des Anregungswinkels erfasst werden. Bei Überschreitung eines Anregungswinkels von 0,5 Grad kann der aktive Anteil an der Stabilisierung reduziert oder völlig abgeschaltet werden. Es ist denkbar, Teile des passiven Anteiles an der Kompensation aktiv zu unterdrücken. Das für die jeweilige Beobachtungssituation beabsichtigte Schwingungsverhalten kann bei der Transformation berücksichtigt und im Gerätespeicher hinterlegt werden.

Die Anordnung eines passiven Trägheitsstabilisators (Abb. 5.1) bildet den Ausgangspunkt für die hybride Bildstabilisierung. Diese wird mit einer Sensorik und Aktorik ergänzt. Zur Erfassung der Anregungswinkel ψ_a und χ_a lassen sich Drehratensensoren verwenden, die am Fernrohrgehäuse befestigt werden. Für die Detektion der Relativwinkellagen ψ_{s-a} und χ_{s-a} zwischen Stabilisator und Fernrohrgehäuse können berührungslose Wegsensoren auf Basis des elektromagnetischen Effektes verwendet werden. Eine Messwicklung lässt sich dabei platzsparend innerhalb eines elektrodynamischen Antriebes wie einer Tauchspule integrieren. [Prö04], [Sie00] Es ist sicherzustellen, dass die Winkelausrichtung der Drehraten- und Wegsensoren hinreichend gut übereinstimmt oder Fehlstellungen erkannt und miteinander verrechnet werden. Die Stellung der Knickbrücke β kann durch einen einfachen Positionssensor erfasst werden. Die Aktorik steht berührungslos (lose) mit dem Stabilisator in Kon-

takt. Dies kann durch kapazitive oder elektromagnetische Aktoren erfolgen. Insbesondere nach dem elektromagnetischen Prinzip arbeitende Aktoren wie Tauchspulen eignen sich hierfür. [Kal08] Das Schnittbild einer mit Wirbelstromdämpfung und Tauchspulen ausgestatteten Stabilisatorbaugruppe ist in Abb. 6.4 gegeben. Dabei ist der Stabilisator (6.1) an einem kardanischen Drehfedergelenk (5) im passiven Drehpunkt beweglich im Fernrohrgehäuse aufgehängt. Am dem Okular zugewandten Ende des Stabilisators befindet sich das Bildumkehrprisma (3). Gegenüberliegend ist die Wirbelstromdämpfung angeordnet, wobei die Leiterscheibe (7.2) zusammen mit der Tariermasse (6.2) das Gegengewicht zum Ausbalancieren des Prismas bilden. Anhand der gewindeverstellbaren Tariermassen (6.2, 6.3) lässt sich der Schwerpunkt der Anordnung unabhängig von der Gebrauchslage in den passiven Drehpunkt justieren. Diese Konfiguration entspricht der bereits aus Abb. 5.1 bekannten Anordnung für einen Trägheitsstabilisator. Dieser wird durch zwei Tauchspulenmotoren (voice coil) für die Freiheiten ψ und χ ergänzt, die in einem möglichst großen Abstand zur Wirbelstromdämpfung anzuordnen sind, damit diese sich in ihrer Wirkung nicht beeinflussen. Grundsätzlich lassen sich diese im kardanischen Drehfedergelenk (5) wie auch am Stabilisator (6.1) unterbringen, wobei die letztgenannte Variante aufgrund ihres größeren Abstandes zum Drehpunkt geringere Stellkräfte benötigt und in der Umsetzung zu favorisieren ist. Dabei ist es vorteilhaft, den Spulenkörper (12.1) am Fernrohrgehäuse und den Magnetenkörper (12.2) pendelfest am Stabilisator (6.1) zu befestigen. Auf diese Weise führt keine Verdrhtung zum Stabilisator, die eine Kraftwirkung bedingt. Für eine hohe Effizienz der Tauchspule sind deren Windungszahl, die Spulenlänge und der Spulenquerschnitt hoch zu wählen. Ebenso ist die Remanenz des Magneten von Bedeutung. Um die ungleiche Massenverteilung durch die Magnetenkörper um die Ziellinie zu kompensieren, ist der Stabilisator mit zusätzlichen Ausgleichmassen (12.3) aus einem unmagnetischen Werkstoff zu versehen. Durch Verstellen der Tariermassen (6.2, 6.3) lässt sich der Schwerpunkt SP wieder in den passiven Drehpunkt legen.

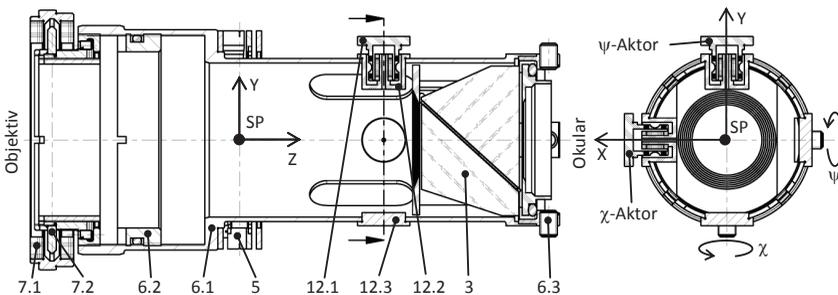


Abb. 6.4: Stabilisatorbaugruppe für hybride Stabilisierung

7.1 Magnetanker (Wirbelstromdämpfung gehäusefest), 7.2 Leiterscheibe (Wirbelstromdämpfung pendelfest), 6.2 Tariermasse horizontale Gebrauchslage, 6.1 Stabilisator (6.1) an einem kardanischen Drehfedergelenk (5) im passiven Drehpunkt beweglich im Fernrohrgehäuse aufgehängt. Am dem Okular zugewandten Ende des Stabilisators befindet sich das Bildumkehrprisma (3). Gegenüberliegend ist die Wirbelstromdämpfung angeordnet, wobei die Leiterscheibe (7.2) zusammen mit der Tariermasse (6.2) das Gegengewicht zum Ausbalancieren des Prismas bilden. Anhand der gewindeverstellbaren Tariermassen (6.2, 6.3) lässt sich der Schwerpunkt der Anordnung unabhängig von der Gebrauchslage in den passiven Drehpunkt justieren. Diese Konfiguration entspricht der bereits aus Abb. 5.1 bekannten Anordnung für einen Trägheitsstabilisator. Dieser wird durch zwei Tauchspulenmotoren (voice coil) für die Freiheiten ψ und χ ergänzt, die in einem möglichst großen Abstand zur Wirbelstromdämpfung anzuordnen sind, damit diese sich in ihrer Wirkung nicht beeinflussen. Grundsätzlich lassen sich diese im kardanischen Drehfedergelenk (5) wie auch am Stabilisator (6.1) unterbringen, wobei die letztgenannte Variante aufgrund ihres größeren Abstandes zum Drehpunkt geringere Stellkräfte benötigt und in der Umsetzung zu favorisieren ist. Dabei ist es vorteilhaft, den Spulenkörper (12.1) am Fernrohrgehäuse und den Magnetenkörper (12.2) pendelfest am Stabilisator (6.1) zu befestigen. Auf diese Weise führt keine Verdrhtung zum Stabilisator, die eine Kraftwirkung bedingt. Für eine hohe Effizienz der Tauchspule sind deren Windungszahl, die Spulenlänge und der Spulenquerschnitt hoch zu wählen. Ebenso ist die Remanenz des Magneten von Bedeutung. Um die ungleiche Massenverteilung durch die Magnetenkörper um die Ziellinie zu kompensieren, ist der Stabilisator mit zusätzlichen Ausgleichmassen (12.3) aus einem unmagnetischen Werkstoff zu versehen. Durch Verstellen der Tariermassen (6.2, 6.3) lässt sich der Schwerpunkt SP wieder in den passiven Drehpunkt legen.

Die in beiden Sehkanälen an den Stabilisatoren befestigten Magnetenkörper der Tauchspulen sind in einem möglichst großen Abstand zueinander anzuordnen, so dass sie sich nicht gegenseitig anziehen oder abstoßen. Eine Abstimmung der Stabilisatoren bei der Montage (Schwerpunkt, binokularer Gerätefehler) kann in ähnlicher Weise wie bei der passiven Stabilisierung erfolgen. Nähere Angaben hierzu sind in Kapitel 7.1 und Kapitel 7.2 zu finden.

Der Vorteil dieser Symbiose ist, dass selbst im energielosen Zustand wie beispielsweise bei entladenerm Energiespeicher ein hoher Grad an Bildruhe durch die verbleibende passive Bildstabilisierung erreicht wird.

Weiterführende Informationen zur hybriden Bildstabilisierung enthält [Dob111] .

7 Doppelfernrohr mit passivem Duostabilisator

Der experimentelle Nachweis des erreichten Stabilisierungsgrades und der Vergleich mit den theoretisch abgeschätzten Parametern ist ein wesentlicher Bestandteil dieses Kapitels. Hierfür werden eine Reihe von Experimenten durchgeführt. Darunter zählen die Abstimmung der Stabilisatorbaugruppe durch die in Tab. 5.5 aufgezählten Möglichkeiten der Einflussnahme. An der optimierten Variante wird ein Abgleich zwischen Theorie und Praxis vorgenommen, der zukünftig präzisere Aussagen zum Stabilisierungsverhalten im Vorfeld ermöglichen soll. Einen weiteren Punkt bildet die Einstellung des binokularen Gerätefehlers, dessen Justage sich für ein passiv stabilisiertes von einem unstabilierten Doppelfernrohr unterscheidet. Abschließend wird untersucht, ob die binokulare Justage bei dynamischer Anregung des Duostabilisators bestehen bleibt und ein synchrones Schwingungsverhalten zeigt.

7.1 Abstimmen der Stabilisatorbaugruppe

Für die Abstimmung der Stabilisatorbaugruppe wird der Einfluss unterschiedlicher geometrischer und stofflicher Eigenschaften experimentell untersucht. Dabei soll nur eine Auswahl der wichtigsten Einflussgrößen auf Dämpfungs- und Drehfederkonstante geprüft werden. Diese sind in der Übersicht in Abb. 7.1 zusammengefasst. Auf die Einflussnahme durch das Massenträgheitsmoment wird verzichtet, da durch den gegebenen Bauraum und die vorgegebene Masse des Gesamtgerätes die obere Grenze weitestgehend erreicht ist.

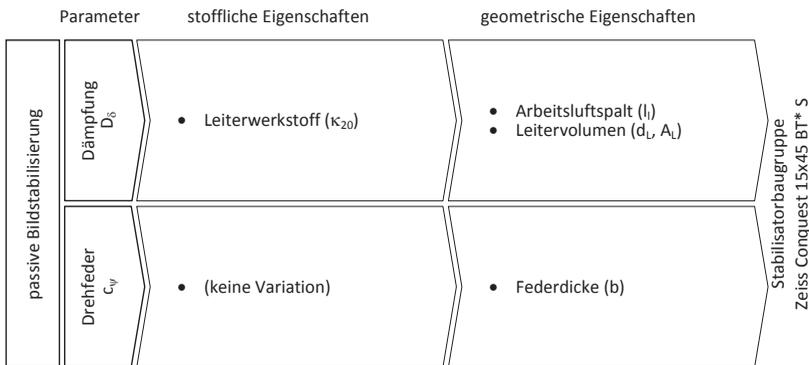


Abb. 7.1: Experimente zur Abstimmung der Stabilisatorbaugruppe (Prüfszenarien) unter Variation verschiedener stofflicher und geometrischer Eigenschaften (**Auswahl** nach Erkenntnissen aus Tab. 5.5)

Vor Beginn einer Messung ist die Stabilisatorbaugruppe mit den für die Prüfung erforderlichen Komponenten zu versehen und der Schwerpunkt der Anordnung mittels der Tariermassen in den Kreuzungspunkt der Drehachsen zu schieben. Zunächst soll der verwendete Experimentieraufbau in Kapitel 7.1.1 vorgestellt werden, bevor in Kapitel 7.1.2 Messdaten für die einzelnen Prüfszenarien diskutiert werden.

7.1.1 Experimentieranordnung

Zum Nachweis des Stabilisierungsverhaltens wird die in Abb. 7.2 gezeigte Experimentieranordnung verwendet. Der Prüfling, die Stabilisatorbaugruppe (5), wird im Adapteraufsatz (4) an

der vorgesehenen Schnittstelle (4.2) beweglich am kardanischen Drehfedergelenk aufgenommen. Der Adapteraufsatz bietet weiterhin Schnittstellen zum Befestigen der zur Wirbelstromdämpfung gehörigen Magnetgruppe (4.1) und eines Referenzprisma (4.3). Das starr mit dem Adapteraufsatz verbundene Referenzprisma (6) ist identisch mit dem in der Stabilisatorbaugruppe (5) verbauten Schmidt-Pechan-Prisma und ermöglicht damit gleiche Strahlwege. Dieses verkörpert die unstabilisierte Anregungswinkelauslenkung ψ_a . Der Adapteraufsatz ist auf einer kippbaren Plattform befestigt, die durch einen Tauchspulenmotor in $\pm\psi$ -Richtung dynamisch um eine Mittellage angeregt wird. Für die Anregung werden harmonische Signale verwendet, die in ihrer Frequenz von ein bis zehn Hertz variiert werden. Die realen Störwinkelamplituden nehmen mit steigender Frequenz exponentiell ab, wie den Frequenzspektren in Kapitel 3.1 zu entnehmen ist. Für die Aufnahme der Messdaten wird eine konstante Amplitude von 0,1 Grad im ganzen Messfrequenzbereich verwendet, die einer typischen Winkelauslenkung bei quasistatischer Anregung entspricht. Die Testanforderungen liegen damit für Frequenzen oberhalb von 1 Hertz über den in der Realität anzutreffenden Anforderungen.

Für die Erfassung des Stabilisierungsgrades η_s (Gleichung 2.2) wird ein dünnes Bündel sichtbaren Lichtes (1) in zwei Bündel gleicher Intensität aufgeteilt (2) und zu den Prismen in der Stabilisatorbaugruppe (5) und im Referenzhalter umgelenkt (3). Die beiden Bündel passieren die baugleichen Prismen und werden durch eine Spiegeltreppe (7) auf die Sensorfläche einer Kamera (8) gespiegelt. Dabei durchlaufen die beiden Strahlbündel mit dem Eintritt in die Prismen bis zur Sensorfläche exakt gleiche optische Wege (statische Nulllage). Die Bewegungen der Leuchtflecke (Spots) des unstabilisierten Lichtbündels (L) für die Anregungswinkelamplitude (ψ_a) und des stabilisierten Lichtbündels (R) für die Kompensationswinkelamplitude (ψ_s) werden zeitgleich erfasst.

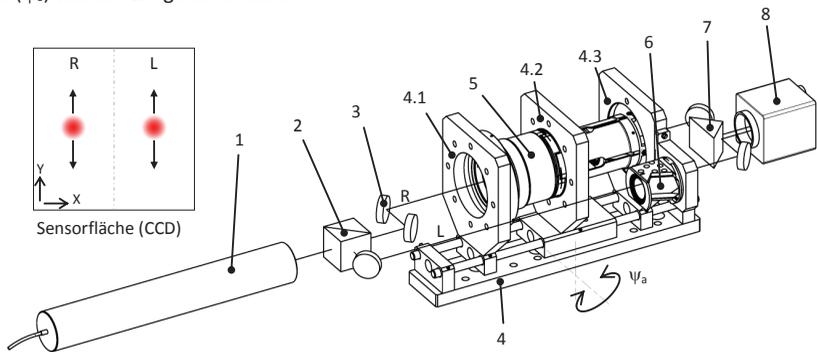


Abb. 7.2: Experimentieranordnung Stabilisatorbaugruppe

1 Lichtquelle ($\lambda = 632 \text{ nm}$), 2 Strahlteiler 50/50, 3 Umlenkspiegel, 4 Adapteraufsatz (kippbare Plattform), 4.1 Halterung Magnetgruppe, 4.2 Halterung Stabilisatorbaugruppe, 4.3 Halterung Referenzprisma, 5 Stabilisatorbaugruppe (Prüfling), 6 Referenzprisma (Schmidt-Pechan), 7 Spiegeltreppe, 8 CCD-Kamera, ψ_a Anregungswinkel, R stabilisierter Kanal, L unstabiler Kanal

Für die ausgewählten zu variierenden Größen (Abb. 7.1) werden für jeden Variationszustand Messdaten im Frequenzbereich von eins bis zehn Hertz aufgenommen. Aus diesen lässt sich der Stabilisierungsgrad η_s ermitteln. Die Aufnahme von Messdaten kann erst erfolgen, wenn die Intensitätsverteilung der Lichtquelle konstant bleibt und die Einschwingvorgänge des mit

einer harmonischen Signalamplitude angeregten Stabilisators abgeklungen ist. Dabei werden von jedem Variationszustand und jeder Prüffrequenz die Bewegungen der Leuchtflecken des stabilisierten Kanals (R) und des unstabilisierten Kanals (L) in einer Videodatei für eine Aufnahmedauer von 30 Sekunden gespeichert (Abb. 7.2). Das Video wird anhand der aufgenommenen Bilder pro Sekunde (40 fps) in eine geordnete Bildfolge zerlegt. Für jedes Bild werden die Schwerpunktkoordinaten (X, Y) der beiden Leuchtflecke ermittelt. Dabei werden zur Auswertung nur Pixel herangezogen, deren Grauwert über einer festgelegten Schwelle liegt. Aus den detektierten Schwerpunkten einer Bildfolge lassen sich die Amplituden im Pixelmaß der stabilisierten und unstabilisierten Schwingung um eine Mittellage bestimmen. Die Winkelamplituden lassen sich durch Kenntnis des optischen Weges zwischen Prisma und Sensorfläche sowie der Amplitude auf der Sensorfläche, die aus der Pixelkantenlänge berechnet werden kann, bestimmen. Aus dem Amplitudenverhältnis lässt sich der Stabilisierungsgrad η_s nach Gleichung 2.2 berechnen.

7.1.2 Auswertung der Experimente

Aus den Messungen lassen sich die in Kapitel 0 bereits theoretisch gewonnenen Abschätzungen bestätigen (Abb. 3.11 und Abb. 3.12). Die wichtigsten Untersuchungserkenntnisse zur Beeinflussung der Dämpfungskonstante D_δ aus den Experimenten sind am Beispiel des kardanischen Drehfedergelenkes mit einer Federdicke von 0,08 mm in den Abb. 7.3 bis Abb. 7.6 grafisch aufbereitet. Die Messdaten zeigen für die gewählte Gelenkdicke bei zirka 1,5 Hz Resonanzerscheinungen. Der Einfluss der Drehfederkonstante c_v geht aus Abb. 7.7 hervor. Um den tendenziellen Verlauf besser sichtbar zu machen, werden die ermittelten Stabilisierungsgrade einer Messreihe miteinander verbunden. Der Einfluss des Leiterwerkstoffes (Stoff) ist in Abb. 7.3 gezeigt. Dabei wurden drei Leiterscheiben mit gleichen geometrischen Abmessungen, aber unterschiedlicher elektrischer Leitfähigkeit κ_{20} am Stabilisator befestigt. Bei der Montage ist die Stabilisatorbaugruppe für jede Messreihe neu auszutarieren.

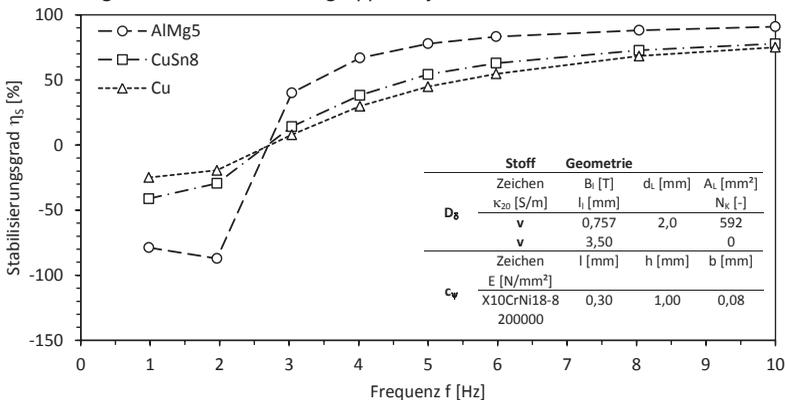


Abb. 7.3: Variation des Leiterwerkstoffes (κ_{20})

D_δ Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_l magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_l Arbeitsluftspaltlänge, d_l Leiterdicke. A_l Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Dabei erreicht die Aluminiumlegierung AlMg5, welche die geringste elektrische Leitfähigkeit besitzt, den höchsten Stabilisierungsgrad von 91 Prozent bei 10 Hertz. Jedoch neigt diese in

der Nähe der Resonanzfrequenz zu einem deutlichen Anfachen der Schwingungen. Für die Zinnbronzelegierung CuSn8 (geglüht) sowie Kupfer Cu, die beide deutlich höhere elektrische Leitwerte besitzen und damit eine höhere Induktion erlauben, werden ebenso höhere Dämpfungsgrade erreicht. Der maximal erreichbare Stabilisierungsgrad nimmt damit ab, jedoch fallen die Resonanzen deutlich geringer aus. Die elektrische Leitfähigkeit der Bronze zeigt im Einsatztemperaturbereich des Doppelfernrohres von $-20\text{ }^{\circ}\text{C}$ bis $+55\text{ }^{\circ}\text{C}$ eine deutlich geringere Abhängigkeit als reines Kupfer oder die Aluminiumlegierung. Diese lässt bei unterschiedlichen Temperaturen nur geringe Änderungen der Dämpfungskonstante erwarten und ist aus diesem Grund zu bevorzugen. Es wird für die Bronzelegierung ein Stabilisierungsgrad von nahezu 80 Prozent bei einer Prüffrequenz von 10 Hertz erreicht.

Die Beeinflussung der magnetischen Flussdichte B_l im Arbeitsluftspalt der Magnetgruppe lässt sich unter anderem durch die Größe des Arbeitsluftspaltes l_l (Geometrie) einstellen. Aus den Messdaten können die in Abb. 7.4 dargestellten Verläufe ermittelt werden. Dafür wurde der Luftspalt in zwei gleichen Schritten von 3,5 mm bis 4,5 mm variiert.

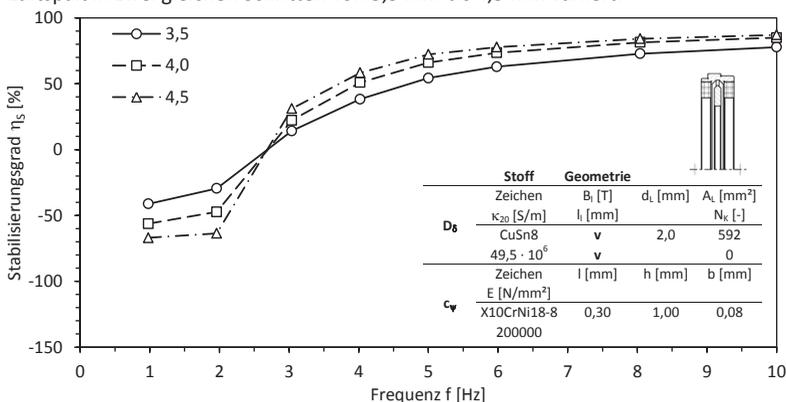


Abb. 7.4: Variation der magnetischen Flussdichte B_l im Arbeitsluftspalt (l_l)

D_8 Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_l magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_l Arbeitsluftspalllänge, d_l Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Eine hohe Dämpfungskonstante wird erwartungsgemäß bei dem geringsten Arbeitsluftspalt von 3,5 mm erreicht. Der zugehörige Messdatenverlauf des Stabilisierungsgrades zeigt relativ geringe Werte für Frequenzen von 10 Hertz, aber ebenfalls geringe Resonanzerscheinungen. Für größere Spalte sind die maximal erreichbaren Stabilisierungsgrade höher und die Resonanzerscheinungen deutlicher ausgeprägt. Eine Abstimmung des Stabilisators mit geringem Anfachen der Schwingung bei Resonanzfrequenz ist für den kleinsten Arbeitsluftspalt von 3,5 mm weitestgehend gegeben. Dieser findet bei den weiteren Experimenten Verwendung.

Eine weitere Möglichkeit die Dämpfungskonstante zu ändern, ist durch eine Variation des Leitervolumens V_L (Geometrie) möglich. Hierfür kann die Leiterdicke d_L (Abb. 7.5) oder die Leiterfläche A_L (Abb. 7.6) variiert werden. Beide Vorgehensweisen liefern identische Ergebnisse, wobei aufgrund der einfachen mechanischen Bearbeitbarkeit die Anpassung der Leiterdicke in der Praxis zu bevorzugen ist. Da aufgrund der unterschiedlichen Materialvolumen, der am Stabilisator befestigten Leiterscheiben, der Schwerpunkt aus dem Drehpunkt des Stabilisators verschoben wird, muss eine erneute Austarierung für jede Messreihe erfolgen. Die Leiterdicke wurde in Schritten von 0,4 mm in einem Bereich von 0,8 mm bis 2 mm

verändert. Wie dem Diagramm in Abb. 7.5 zu entnehmen ist, wird der höchste Stabilisierungsgrad bei der dünnsten Leiterscheibe erreicht, da in diesem Fall die Dämpfung am geringsten ist. Einhergehend damit sind für diese die höchsten Resonanzerscheinungen festzustellen.

Die Änderung der Leiterfläche erfolgt durch Einbringen radialer Kerben in die Leiterscheibe. Jede Kerbe besitzt eine Fläche von 7,5 mm², die die Gesamtleiterfläche von 592 mm² verringert.

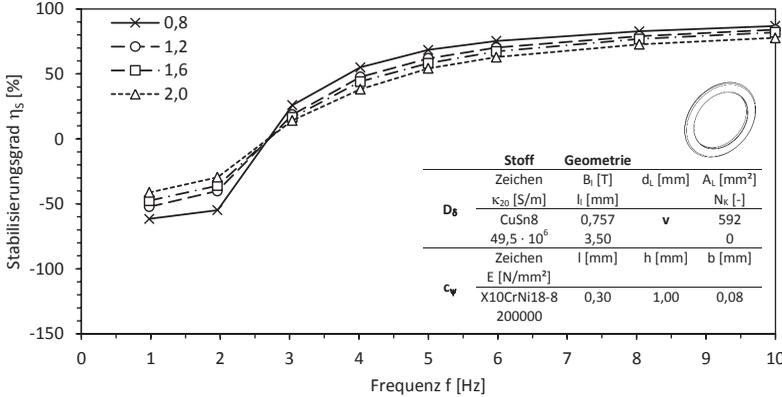


Abb. 7.5: Variation der Leiterdicke d_L

D_δ Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, **v variabel**, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B₁ magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l₁ Arbeitsluftspalllänge, d_L Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_K Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

In Abb. 7.6 sind die Messdatenreihen bei Kerbanzahlen N_K von 8, 16, 30 und 60 Kerben dargestellt. Je höher die Kerbanzahl, desto geringer ist die vom magnetischen Fluss durchsetzte Leiterfläche und somit die erreichbare Dämpfungskonstante.

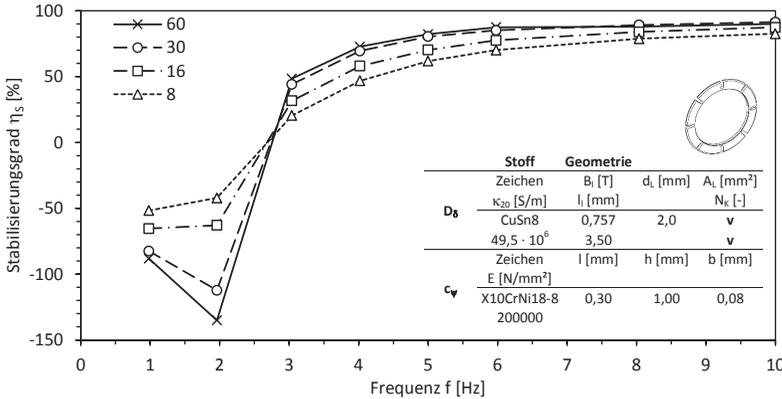


Abb. 7.6: Variation der Leiterfläche A_L (N_K)

D_δ Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, **v variabel**, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B₁ magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l₁ Arbeitsluftspalllänge, d_L Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_K Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Bei der Anbringung der Kerben ist auf eine Gleichverteilung zu achten. Damit bleibt der Massenschwerpunkt des Stabilisators möglichst unbeeinflusst beziehungsweise wird ein aufwendiges Auswuchten vermieden (vertikale Gebrauchslage).

Die untersuchten Messreihen zur Variation der Dämpfungskonstante in Abhängigkeit des geometrischen Einflusses der Leiterfläche zeigen Stabilisierungsgrade zwischen 70 und 80 Prozent und erlauben eine deutliche Reduktion von Resonanzerscheinungen.

Der tendenzielle Verlauf aller experimentell gefundenen Kurven zur Beeinflussung der Dämpfungskonstante D_δ bestätigt die aufgestellte Theorie, die auf den Grundlagen eines fußpunkt-fremderregten Schwingers basiert (Kapitel 0).

Dies wird beim Vergleich der vorangestellten Kurvenverläufe mit dem theoretischen Kurvenverläufen in Abb. 3.11 deutlich. Es bildet sich der bei Variation der Dämpfungskonstante typische Knotenpunkt für einen fußpunkt-fremderregten Schwinger heraus. Dieser liegt bei zirka 2,7 Hertz (Abb. 7.3 bis Abb. 7.6) und ergibt sich aus dem Produkt von Wurzel aus zwei und der Eigenfrequenz, die für das Biegefedergelenk mit einer Federdicke von 0,08 mm mit $f_0 = 1,9$ Hertz angegeben werden kann.

Die Variation der Drehfederkonstante c_ψ erfolgt anhand der Veränderung der Federdicke b (Geometrie). Diese führt für die Federdicken 0,05 mm, 0,08 mm, 0,10 mm und 0,12 mm zu den in Abb. 7.7 dargestellten Messdaten.

Mit fallender Federdicke verringert sich ebenfalls die Drehfederkonstante des kardanischnen Drehfedergelenkes. Dabei ist festzustellen, dass die Resonanzamplitude sinkt und zu tieferen Frequenzen verschoben wird.

Dies bestätigt die in der Theorie gewonnenen Erkenntnisse (Abb. 3.12). Dem Ziel, eine Resonanzfrequenz von einem Hertz zu erreichen, kommt das kardanischnen Drehfedergelenk mit einer Dicke der Biegefedern von 0,05 mm nahe.

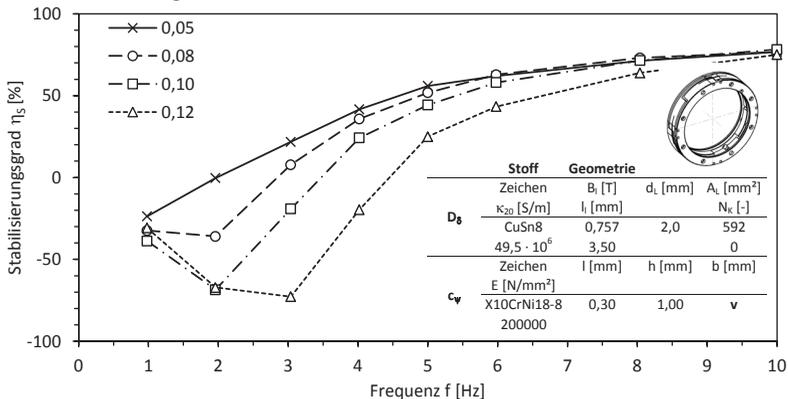


Abb. 7.7: Variation der Federdicke b

D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspaltlänge, d_i Leiterdicke, A_i Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Dabei zeigt es im Vergleichsfeld die höchsten Werte für den Stabilisierungsgrad über den gesamten Frequenzbereich und die geringste Neigung zur Ausbildung einer Resonanz. Eine weitere Reduktion der Federdicke ist in der Praxis nicht sinnvoll. Zwar können die Stabilisierungseigenschaften weiter verbessert werden, jedoch geht damit die Erhöhung der Defektanfälligkeit bei Stoßbelastungen einher. Aus den durchgeführten Experimenten kann eine Eingrenzung der Größen vorgenommen werden, die eine zielgerichtete Abstimmung der Stabilisatorbaugruppe erlauben. Ein im Justageprozess zweckmäßiges Vorgehen gestattet die Einstellung des Stabilisierungsverhaltens anhand nur **einer Größe**, welche die Dämpfungskonstante D_δ beeinflusst. Alle weiteren Einflussgrößen sind in engen Toleranzen zu fordern (Tab. 5.5). Hierfür wird die Leiterdicke d_L vorgeschlagen, die linear Einfluss auf die Dämpfungskonstante D_δ nimmt. Diese ist in der Praxis durch einen Dickenabtrag leicht einzustellen. Weitere Messdaten sind in Anlage D zu finden.

7.1.3 Ergebnis

Aus den Experimentierdaten konnte eine Kombination der Einflussgrößen gefunden werden, welche die eingangs gewünschten Eigenschaften erfüllt (Abb. 1.3). Die zugehörigen Messpunkte für Stabilisierungsgrad sowie Amplituden- und Phasenresonanzfrequenzgang sind zusammen mit ihrer Messunsicherheit als Fehlerindikator in Abb. 7.8 dargestellt. Aus den Messdaten geht hervor, dass nur ein kardanisches Drehfedergelenk mit Gelenkdicken von 0,05 mm eine Abstimmung der Stabilisatoren für eine Resonanzfrequenz f_r von zirka 1 Hertz erlaubt. In der gewählten Abstimmvariante mit einer Leiterscheibe aus Zinnbronze werden Resonanzerscheinungen, die zu einem Anfachen der eingebrachten Schwingungen führen, auf ein Minimum gehalten. Dabei wird bei einer Frequenz von 10 Hertz ein Stabilisierungsgrad von 80 Prozent erreicht. Ein ähnliches Bild stellt sich für den Verlauf der Messdatenreihe der Amplitudenresonanzfunktion dar. Der maximal ermittelte Wert der Amplitude liegt bei 1,2 und zeigt eine kleine Amplitudenüberhöhung. Die Abstimmung kommt somit dem aperiodischen Grenzfall nahe, bei dem keine Amplitude mehr feststellbar ist. Für Kreisfrequenzen oberhalb der Resonanz nähert sich die Messreihe asymptotisch der Abszisse. Der Phasenresonanzgang zeigt den für einen fußpunkt-fremderregten Schwinger typischen Verlauf, bei dem die Phase mit zunehmendem Kreisfrequenzverhältnis zunächst ansteigt und anschließend wieder abfällt. Die Messunsicherheit (Fehlerindikator) der Phasenresonanzfunktion steigt mit zunehmendem Kreisfrequenzverhältnis ebenfalls an, was auf die konstante Aufnahmegeschwindigkeit (40 fps) für alle Datenpunkte der Messreihe zurückzuführen ist. So wächst die Unsicherheit mit steigender Frequenz, da eine Schwingungsperiode durch weniger Messpunkte (Schwerpunktkoordinaten der Leuchtflecke) abgestützt wird. Für eine Verringerung der Messunsicherheit sind Messungen mit einer Kamera, die deutlich höhere Aufnahmegeschwindigkeiten erlaubt, erforderlich.

Neben der objektiven Prüfung erfolgte eine subjektive Beurteilung der Bildstabilisierung durch erfahrene Testpersonen. Dabei wurde ein Doppelfernrohr mit Leiterscheiben aus Bronze CuSn8 und ein weiteres mit Leiterscheiben aus der Aluminiumlegierung AlMg5 ausgestattet. Obgleich für das Fernrohr mit den Leiterscheiben aus AlMg5 ein Stabilisierungsgrad von über 90 Prozent bei einer Frequenz von 10 Hertz erreicht wurde, bevorzugten alle Tester das Stabilisierungsverhalten des mit einem Leiter aus Zinnbronze ausgestatteten Fernrohres. Ein Grund hierfür ist, dass bei quasistatischer Anregung nahe der Resonanzfrequenz ($f_r \approx 1$ Hertz) die mit den Aluminiumleiterscheiben ausgestatteten Stabilisatoren die durch die Bewegungsunruhe eingebrachten Schwingungen verstärken. Das Anfachen führt

zum Auswandern des Bildes und der Beobachter ist versucht, durch eine Nachföhrbewegung diese Bildfehlage zu korrigieren.

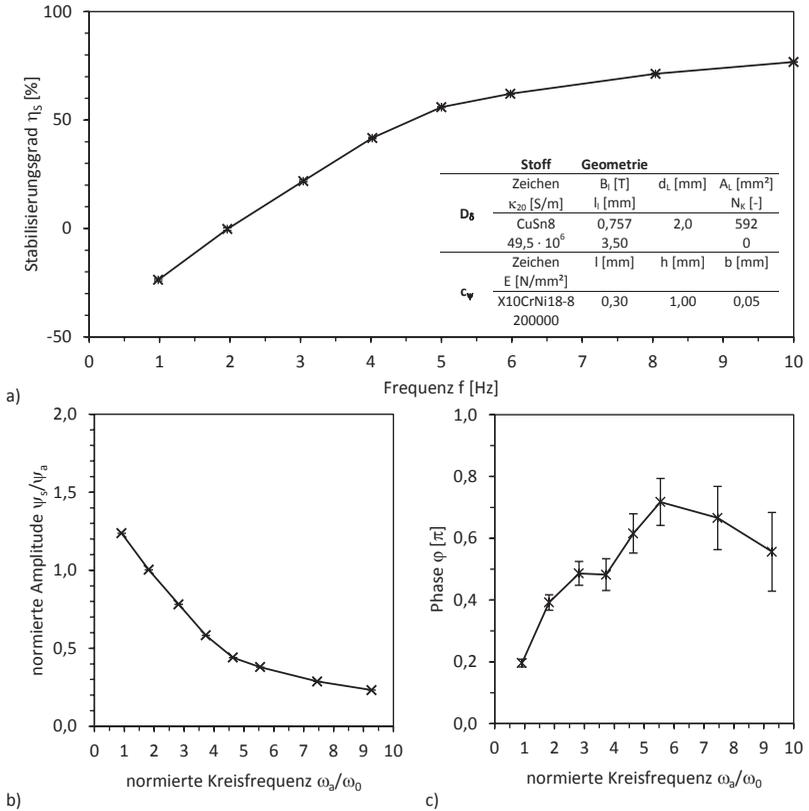


Abb. 7.8: Überblick der Messdaten zur bevorzugten Lösung

- a) Stabilisierungsgrad
 - b) Amplitudenresonanzfunktion
 - c) Phasenresonanzfunktion
- D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspaltlänge, d_L Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Es ist eine Diskrepanz zwischen den theoretisch gewonnenen Werten und den experimentellen Messwerten des Stabilisierungsgrades festzustellen (Abb. 7.9). Um genauere Vorhersagen zu ermöglichen und den Entwicklungsprozess zu straffen, ist das Vorhersagemodell zu verfeinern. Hierfür soll ein Abgleich zwischen theoretischen und experimentell gewonnenen Werten erfolgen, wobei das analytische Modell an die realen Daten angepasst wird. Dabei werden die variierbaren Einflussparameter D_δ, c_ψ und J_s mit entsprechenden Koeffizienten K_D, K_ψ und K_J korrigiert. Diese werden bei der Berechnung des Stabilisierungsgrades berücksichtigt, der aus dem formalen Zusammenhang aus Gleichung 3.28 hervorgeht. Der Einfluss der Koeffizienten kann den Gleichungen 7.1 bis 7.4 entnommen werden.

$$2\delta_{\text{korr.}} = \frac{D_\delta}{J_S} \cdot \frac{K_D}{K_J} \quad 7.1$$

$$D_{\text{korr.}} = \frac{\delta}{\omega_0} \cdot \frac{K_D}{(K_\psi K_J)^{\frac{1}{2}}} \quad 7.2$$

$$\omega_{0\text{-korr.}}^2 = \frac{c_\psi}{J_S} \cdot \frac{K_\psi}{K_J} \quad 7.3$$

$$\eta_{\text{korr.}} = \frac{\omega_a}{\omega_0} \cdot \left(\frac{K_J}{K_\psi}\right)^{\frac{1}{2}} \quad 7.4$$

Für die Korrektur des Stabilisierungsgrades ergibt sich der durch Gleichung 7.5 beschriebene Ausdruck.

$$\eta_{S\text{-korr.}} = \left[1 - \frac{\psi_S}{\psi_a}\right]_{\text{korr.}} \cdot 100\% = \left[1 - \frac{1 + 4D^2\eta^2 \left[\frac{K_D^2}{K_\psi^2}\right]}{\left(1 - \eta^2 \left[\frac{K_J}{K_\psi}\right]\right)^2 + 4D^2\eta^2 \left[\frac{K_D^2}{K_\psi^2}\right]}\right] \cdot 100\% \quad 7.5$$

Eine weitere Vereinfachung ist durch die Bildung von Quotienten möglich. Damit lassen sich die Korrekturkoeffizienten K_D , K_ψ und K_J in die folgende Schreibweise überführen:

$$K_{D\psi} = \frac{K_D}{K_\psi} \quad 7.6$$

$$K_{J\psi} = \frac{K_J}{K_\psi} \quad 7.7$$

Somit folgt für den korrigierten Stabilisierungsgrad in Gleichung 7.5 eine vereinfachte Form, die durch Gleichung 7.8 gegeben ist.

$$\eta_{S\text{-korr.}} = \left[1 - \frac{\psi_S}{\psi_a}\right]_{\text{korr.}} \cdot 100\% = \left[1 - \frac{1 + 4D^2\eta^2 [K_{D\psi}^2]}{(1 - \eta^2 [K_{J\psi}])^2 + 4D^2\eta^2 [K_{D\psi}^2]}\right] \cdot 100\% \quad 7.8$$

Im Folgenden wird der Kurvenverlauf an die experimentell gewonnenen Daten angefitet, mit dem Ziel ein Korrekturkoeffizientenpaar zu finden, welches die Modellfunktion (Gleichung 7.8) bestmöglich an das sich in der Praxis einstellende Schwingungsverhalten anpasst. Zu Beginn der Suche erhalten die Quotienten der Korrekturkoeffizienten den Startwert 1 (Gleichung 7.6 und 7.7). Die aus dem Experiment gewonnenen Werte der Vorzugsvariante, mit denen die Parameter D_δ und c_ψ eingestellt werden, sind in Abb. 7.8 tabellarisch zusammengetragen. Für diesen ausgesuchten Fall sollen die Koeffizienten bestimmt werden.

In der folgenden Grafik (Abb. 7.9) sind die Modellfunktion für die unkorrigierten Koeffizienten ($K_{D\psi}$ und $K_{J\psi}$ gleich eins) gestrichelt und die für die korrigierten Koeffizienten als durchgezogene Linie dargestellt. Die Korrektur erfolgt anhand der gemessenen diskreten Werte, welche durch Kreuze markiert sind. Dabei wurde anhand der Modellfunktion ein Fit nach der Summe der kleinsten Fehlerquadrate durchgeführt, aus dem sich die beiden Korrekturkoeffizienten $K_{D\psi}$ und $K_{J\psi}$ bestimmen lassen (Anhang E).

Diese werden mit

$$K_{D\psi} = 1,76410$$

und

$$K_{J\psi} = 0,48448$$

angegeben. Erwartungsgemäß wird in der Theorie ein höherer Stabilisierungsgrad erzielt, als dieser sich im Experiment einstellt. Für eine Frequenz von 10 Hertz ist eine Abweichung des Stabilisierungsgrades von 15 Prozent festzustellen. Damit einhergehend zeigt sich ein deutlich geringer ausgeprägtes Resonanzverhalten für den realen Stabilisator. Die scheinbare Verschiebung der Resonanzfrequenz hin zu höheren Frequenzen ist der begrenzten Anzahl von Stützstellen in diesem Frequenzbereich geschuldet. Um den Messaufwand im vertretbaren Rahmen zu halten, wurde keine feinere Abstützung des Resonanzbereiches vorgenommen und ein ungenaueres Resultat des Kurvenfits in Kauf genommen. Die Messdaten zeigen, dass sich die Resonanzfrequenz geringfügig unterhalb von 1 Hertz befindet und sehr gut mit der Simulation übereinstimmt. Dies legt den Schluss nahe, dass die die Resonanzfrequenz beeinflussenden Parameter, zu denen die Drehfederkonstante und das Massenträgheitsmoment gehören, durch die aufgestellte Theorie sehr gut beschrieben werden.

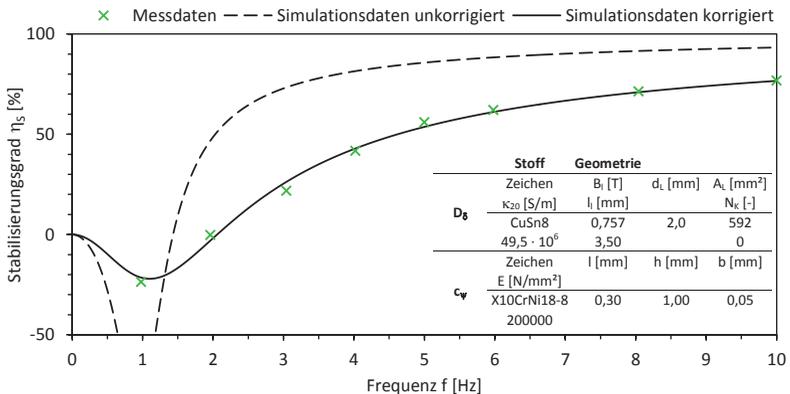


Abb. 7.9: Abgleich von Simulationsdaten und Messdaten

Korrekturkoeffizienten: $K_{D\psi} = K_D / K_{\psi} = 1,76410$

$K_{J\psi} = K_J / K_{\psi} = 0,48448$

Der Hauptanteil des abweichenden Kurvenverlaufes zwischen den theoretisch und experimentell ermittelten Daten ist demnach einer unterschiedlichen Dämpfungskonstante zuzuordnen. Eine Diskussion dazu und zu weiteren Fehlereinflüssen erfolgt im folgenden Abschnitt.

7.1.4 Fehlerabschätzung

Zunächst soll eine Einteilung der Fehler vorgenommen werden. Dabei sind Fehler bei der Messdatenaufnahme zu unterscheiden, die sich in statistische und systematische Fehler unterteilen lassen und Fehler bei der Simulation, die auf mangelhafte Kenntnis des zur Simu-

lation eingesetzten Datenmaterials (Stoff, Geometrie, Umwelteinflüsse) zurückzuführen sind (systematische Fehler).

Der sich bei der Aufnahme der Messdaten ergebende statistische Fehler kann durch eine hohe Anzahl von Wiederholungsmessungen gering gehalten werden. Es wurde mit einer Wiederholmessanzahl von fünfzig Messungen gearbeitet, um die statistische Sicherheit zu gewährleisten. Der systematische Fehler der Messanordnung ergibt sich hauptsächlich aus dem Fehler des taktilen Messsystems, welches zur Überwachung der Winkelauslenkung der kippbaren Plattform verwendet wird. Entscheidend ist dabei nicht nur die Messunsicherheit des Messtasters, sondern auch dessen Ankopplung an das zu messende Objekt. Der Fehler wird mit ± 10 Winkelsekunden abgeschätzt. Die relative Messunsicherheit für den Stabilisierungsgrad η_s wird mit $\pm 2,1$ Prozent, für die Amplitudenresonanzfunktion mit $\pm 0,1$ Prozent und für die Phasenresonanzfunktion mit $\pm 22,9$ Prozent angegeben (Abb. 7.8). Die hohe Messunsicherheit der Phasenresonanzfunktion hat ihre Ursache in der auf 40 Bilder pro Sekunde begrenzten Aufnahme­geschwindigkeit. So steigt die Messunsicherheit mit ansteigender Messfrequenz.

Die Unterschiede zwischen simuliertem und experimentellem Kurvenverlauf lassen sich durch auftretende Abweichungen vom theoretisch exakten Wert beziehungsweise unzureichende Kenntnis der stofflichen und geometrischen Einflussgrößen sowie im Simulationsmodell nicht berücksichtigter Einflussgrößen erklären. Da die theoretische und gemessene Resonanzfrequenz eine sehr gute Übereinstimmung zeigen, ist davon auszugehen, dass Einflussgrößen der Dämpfung zu der Abweichung im Kurvenverlauf führen. Die in der Simulation verwendeten Werkstoffdaten sind Datenbanken entnommen. Dabei wurden Zustandsänderungen beim Herstellungsprozess wie beispielsweise die Wärmebehandlung (Spannungsarmglühen) der Leiterscheibe (WSD), die zu einer veränderten Leitfähigkeit führt, nicht berücksichtigt. Ebenso wird die magnetische Flussdichte im Luftspalt aus einer Näherungsformel bestimmt, die sich auf Herstellerangaben stützt. Für genauere Angaben ist die genaue Kenntnis der Werkstoffkenn­daten erforderlich. Im Simulationsmodell findet die Luftreibung, der ebenfalls ein geringer Beitrag zur Dämpfung des Schwingers (Stabilisators) zuzuschreiben ist, keine Berücksichtigung. Die Summe der für die Beschreibung der Dämpfung auftretenden Differenzen bildet den Hauptfehleranteil bei der Simulation des Stabilisierungsgrades. Einen Ausdruck finden die vom Idealmodell abweichenden Größen in den Korrekturkoeffizienten, mit deren Hilfe eine Annäherung an das tatsächliche Schwingungsverhalten hergestellt werden kann. Diese gelten für das untersuchte Modell. Werden Änderungen der stofflichen (elektrische Leitfähigkeit) beziehungsweise geometrischen Einflussgrößen (Federeinbaulage) vorgenommen, so sind die Koeffizienten den veränderten Bedingungen anzupassen und neu zu bestimmen.

Aufgrund der angestellten analytischen Untersuchungen kann der Stabilisierungsgrad mit einer Toleranz von ± 15 Prozent bei einer Frequenz von 10 Hertz vorhergesagt werden. Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass sich das Stabilisierungsverhalten verschiedener Stabilisatoren mit gleicher Abstimmung in einem Band von 10 Prozent reproduzieren lässt. Für den **Gesamtfehler**, der sich aus Unzulänglichkeiten der analytischen Ausgangsdaten und einer gewissen Streubreite der experimentell ermittelten Werte zusammensetzt, wird eine Toleranz von **± 20 Prozent** angegeben.

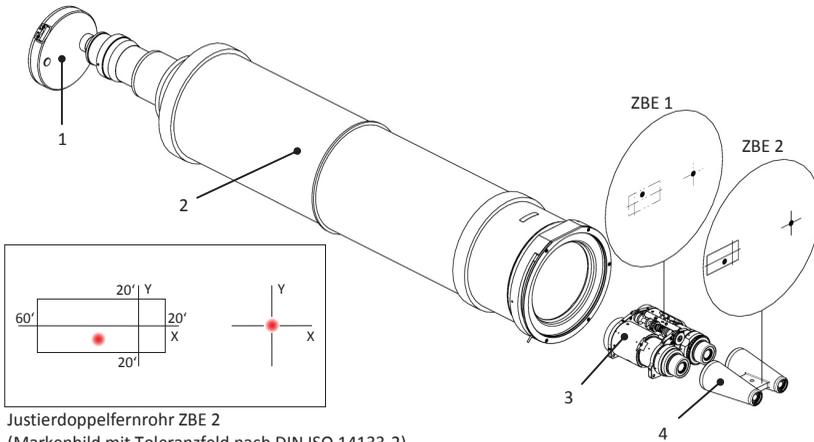
7.2 Einstellung des binokularen Gerätefehlers

Für jedes Doppelfernrohr sind die Ziellinien der beiden Sehkanäle parallel zueinander auszurichten. Die Abweichung von der Parallelität wird als binokularer Gerätefehler bezeichnet.

Befindet sich der binokulare Gerätefehler außerhalb vorgegebener Grenzen, so ist während der Beobachtung mit einer vorzeitigen Ermüdung des Anwenders zu rechnen. Bei großen Abweichungen können die Teilbilder der beiden Sehkanäle nicht in Überdeckung gebracht und das Erfassen der Szenerie erschwert werden (Doppelbilder). Die zulässigen Grenzen sind in DIN ISO 14133-2 geregelt. Darin wird eine Winkelabweichung der Ziellinien um die X-Achse (Horizontalachse) von ± 20 Winkelminuten und um die Y-Achse (Vertikalachse) für konvergente Winkel von 60 Winkelminuten sowie für divergente Winkel von 20 Winkelminuten zugelassen (Abb. 7.10 - ZBE 2). Für den Funktionsdemonstrator des bildstabilisierenden Doppelfernrohres wurde zur Kompensation des binokularen Gerätefehlers die laterale Verschiebung des Objektivs gewählt. Diese wird unter Zuhilfenahme eines Doppelpexzenterantriebes realisiert. Das Vorgehen bei der Justage des binokularen Gerätefehlers eines mehrkanalig stabilisierten Fernrohres unterscheidet sich dabei vom sonst üblichen Vorgehen und soll aus diesem Grund noch einmal genauer erläutert werden.

7.2.1 Experimentieranordnung

Die Ermittlung des binokularen Gerätefehlers kann mittels verschiedener Prüfanordnungen erfolgen. Meist werden zwei identische Kollimatoren, in deren Brennpunkten Lochblenden mit punktförmigem Durchmesser stehen, die das Bild der Blende ins Unendliche abbilden, verwendet. Die optischen Achsen der Kollimatoren verlaufen in einem exakt parallelen Abstand zueinander, der innerhalb des Verstellbereiches der Eintrittspupillen des zu prüfenden Doppelfernrohres liegt. Eine weitere Möglichkeit zur Überprüfung des binokularen Gerätefehlers, wie sie im vorliegenden Fall angewendet wird, ist in Abb. 7.10 dargestellt. Hierbei wird ein einzelner Kollimator verwendet, dessen Öffnung beide Sehkanäle des Doppelfernrohres (3) überstreicht. Der Prüfkollimator (2) erlaubt es, Lochblenden mit verschiedenen Blendendurchmessern, die in einem Revolver (1) magaziniert sind, in seiner Fokusebene in Eingriff zu bringen. Die Prüfung erfolgt mit sichtbarem Licht bei einer Wellenlänge von $\lambda = 525 \text{ nm}$ (grün). Die Öffnung des Kollimators (2) bedient beide Öffnungen des Justierdoppelfernrohres (4). Dabei sind die optischen Achsen beider parallel zueinander ausgerichtet. Das zu prüfende Doppelfernrohr (3) wird unmittelbar vor die Öffnung des Kollimators (2) und vor dem Justierdoppelfernrohr (4) platziert. Die Abstände der Sehkanäle des zu prüfenden Doppelfernrohres stimmen in etwa mit dem des Justierfernrohres überein, um möglichst einen Prüfstrahlengang ohne Vignettierung zu erhalten. Bei der Prüfung ist darauf zu achten, dass Stör- und Falschlicht durch Abdeckungen und Blenden ausgeschlossen werden. Die Ziellinien des fest abgestimmten Justierdoppelfernrohres (4) sind exakt parallel zueinander ausgerichtet. Dabei befinden sich in seiner Zwischenbildebene Justiermarken. In jedem Sehkanal befindet sich ein Kreuz, welches durch seinen Kreuzungspunkt die Ziellinie des jeweiligen Sehkanals markiert. Zusätzlich ist auf dem Markenbild in einem der beiden Sehkanäle ein Toleranzfeld um das Kreuz angebracht, welches die zulässigen Abweichungen in der parallelen Ausrichtung der beiden Ziellinien kennzeichnet (Abb. 7.10). Dabei werden, bezogen auf den Prüfling (3), für eine Drehung um die vertikale Achse (Y) höhere Winkelfehler bei konvergenter (60 Winkelminuten) als bei divergenter (20 Winkelminuten) Ausrichtung der Ziellinien gestattet. Die zulässigen Winkelfehler um die horizontale Achse (X) sind gleich verteilt und liegen bei 20 Winkelminuten. Diese Toleranzaufteilung ist der Fähigkeit des menschlichen Auges geschuldet, die Bilder in diesem Bereich ermüdungsfrei zur Überdeckung zu bringen.



Justierdoppelfernrohr ZBE 2
(Markenbild mit Toleranzfeld nach DIN ISO 14133-2)

Abb. 7.10: Prüfanordnung zur Bestimmung des binokularen Gerätefehlers

1 Objektivrevolver, 2 Kollimator $f' = 1000$ mm, 3 Prüfling Zeiss Conquest 15x45BT* S, 4 Justierdoppelfernrohr mit Fehlertoleranzfeld, ZBE Zwischenbildebene

Bei der Überprüfung des binokularen Gerätefehlers wird der Prüfling in zwei Richtungen verdreht, mit dem Ziel, das Bild der Lochblende mit dem Kreuz ohne Toleranzfeld, welches sich in der Zwischenbildebene des Justierdoppelfernrohres befindet, in Überdeckung zu bringen. Befindet sich das Bild der Lochblende im anderen Sehkanal innerhalb des Toleranzfeldes, so sind die Spezifikationen hinsichtlich des binokularen Gerätefehlers erfüllt. Für ein passiv stabilisierendes Doppelfernrohr ist diese Prüfung für den gesicherten und den entsicherten Zustand vorzunehmen. Liegt das Bild der Lochblende für einen der Zustände außerhalb des Toleranzfeldes, so ist eine Justage des binokularen Gerätefehlers vorzunehmen, die im folgenden Abschnitt beschrieben wird.

7.2.2 Ablauf der Justage

Die Justage des binokularen Gerätefehlers wird bei eingeschalteter Bildstabilisierung und somit im entsicherten Zustand vorgenommen. Dafür lassen sich ein Objektiv oder im Bedarfsfall beide Objektive lateral in zwei Richtungen verstellen. Die Stellbewegung beträgt 1 mm und ist durch einen Doppelexzenter realisiert. Dabei werden die beiden exzentrischen Ringe eines Objektivs unter Beobachtung der Zwischenbildebene (ZBE 2) derart gedreht, dass das Bild der Lochblende innerhalb des Toleranzfeldes zu liegen kommt. Reicht der Stellbereich nicht aus, so kann die Stellbewegung auf beide Sehkanäle aufgeteilt werden. Dabei ist der Prüfling in seiner Kipplage neu einzurichten, so dass das punktförmige Bild wieder auf dem Kreuz ohne Toleranzfeld zu liegen kommt. Im Anschluss ist die Prozedur für den zweiten Sehkanal zu wiederholen.

Nach Abschluss der Justage im entsicherten Zustand ist die Lage der punktförmigen Bilder im gesicherten Zustand zu überprüfen, welcher in Abb. 7.11 abgebildet ist. Hat sich die Position des Punktbildes in der Zwischenbildebene verschoben, so lässt sich die Verriegelung (10.5) justieren.

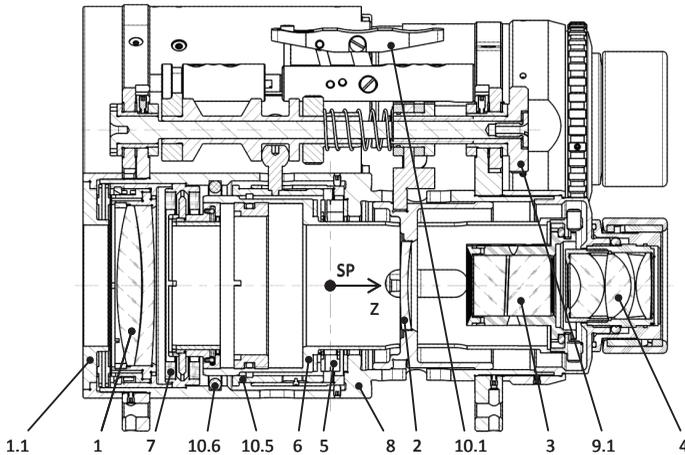


Abb. 7.11: Transportsicherung (gesicherter Zustand)

Funktionsdemonstrator Zeiss Conquest 15x45 BT* S

1.1 Blende, 1 Objektiv, 7 Wirbelstromdämpfung, 10.6 Drehwinkelbegrenzung, 10.5 Verriegelung (Transportsicherung justierbar), 6 Stabilisatorbaugruppe, 5 kardanisches Drehfedergelenk, 8 Gehäuse, 2 Innenfokussierlinse, 10.1 Betätigung Bildstabilisierung, 3 Schmidt-Pechan-Prisma, 9.1 Fokussier-
rad, 4 Okular, SP Schwerpunkt, Z Ziellinie

Im vorliegenden Beispiel sind in jedem Sehkanal radial auf dem Umfang des Fernrohrgehäuses vier Gewindefeinstellstifte 10.8 im Takt von 90 Grad angebracht, mit der sich der Verriegelungsmechanismus quer zur Ziellinie Z verschieben lässt (Abb. 7.12). Ist der zuvor bei eingeschalteter Bildstabilisierung erreichte Zustand wieder hergestellt, wird das Ergebnis durch Anziehen der Zylinderkopfschrauben 10.9, die im Takt von 3×120 Grad angeordnet sind, gesichert.

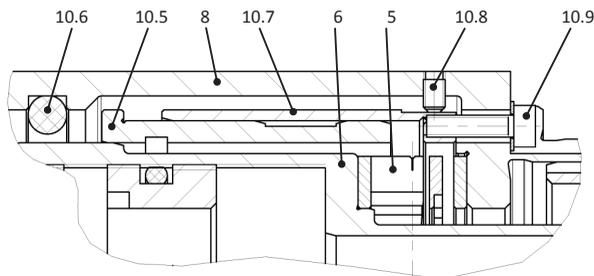


Abb. 7.12: Justage des Verriegelungsmechanismus

10.6 Drehwinkelbegrenzung, 10.5 Verriegelung, 8 Gehäuse, 10.7 justierbare Führbuchse, 10.8 Gewindefeinstellstifte 4×90 Grad, 10.9 Zylinderkopfschraube 3×120 Grad

Abschließend ist die korrekte Justage für den entsicherten und gesicherten Zustand noch einmal zu überprüfen und die Verschraubung gegen ein unbeabsichtigtes Verstellen zu sichern.

7.3 Synchronität der Sehkanäle

Die Einstellung des binokularen Gerätefehlers für den gesicherten und entsicherten Stabilisator erfolgte für den statischen Fall. Für das stabilisierte Sehen ist sicherzustellen, dass dieser die in DIN ISO 14133-2 vorgegebenen Fehlergrenzen auch bei dynamisch eingeleiteten Schwingungen (Tremor) nicht verlässt (Abb. 7.10). Hierfür wird der in Kapitel 7.1.1 beschriebene Experimentieraufbau verwendet (Abb. 7.2). Dabei wird der aufgeteilte Strahlengang durch die beiden Sehkanäle des auf der beweglichen Plattform montierten Doppelfernrohrs 15x45BT* S gelenkt. Es werden wiederum die Bewegung der Leuchtflecken auf der Sensorfläche bei der für die Bewegungsunruhe typischen Winkelanregung von 0,1 Grad für die ψ -Richtung aufgenommen und in einer Videodatei abgelegt. Analog dem zur Abstimmung der Stabilisatoreinheiten beschriebenen Vorgehen, werden die Koordinaten der Schwerpunkte der Leuchtflecken für eine Bildfolge ermittelt. Dabei erfolgt eine Aufnahme im gesicherten Zustand, wobei die Stabilisierung unwirksam ist und eine Aufnahme im ungesicherten Zustand, bei dem die Stabilisierung wirksam ist. Da die Aufnahmen nacheinander erfolgen, muss für beide Sehkanäle eine phasenrichtige Zuordnung der Messwerte erfolgen, um Schlussfolgerungen bezüglich des Stabilisierungsgrades treffen zu können. Das Ergebnis ist in Abb. 7.13 dargestellt. Wie aus dem Diagramm zu entnehmen ist, weist der Stabilisierungsgrad beider Sehkanäle ein identisches Verhalten auf.

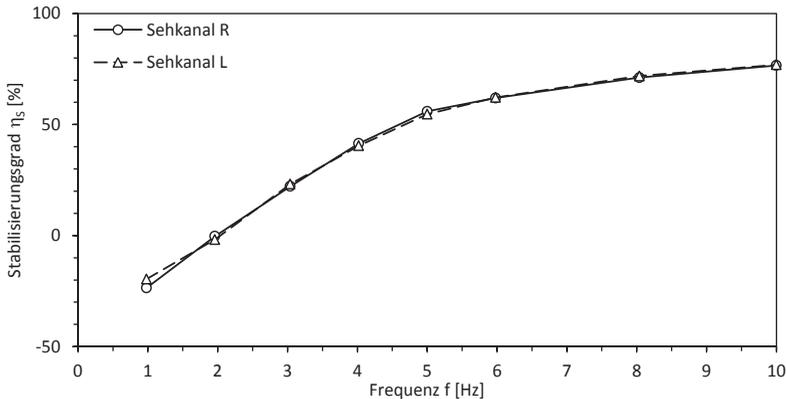


Abb. 7.13: Synchronität des Schwingungsverhaltens der Sehkanäle R/L
Funktionsdemonstrator Zeiss Conquest 15x45 BT* S

Die Abweichungen sind erwartungsgemäß im Resonanzbereich am größten, jedoch bleibt der Stabilisierungsgrad in einem Toleranzband von 5 Prozent. Für Frequenzen über 3 Hertz treten Abweichungen zwischen den Kanälen auf, die unter 1 Prozent liegen.

Es konnte gezeigt werden, dass ein synchrones Schwingungsverhalten für ein mit Duostabilisator ausgestattetes Doppelfernrohr möglich ist.

Wird kein synchrones Schwingungsverhalten festgestellt, so ist zu klären, für welche Parameter (D_{δ} , c_{ψ} , J_S) die Differenz in Erscheinung tritt, um gezielt Einfluss nehmen zu können (Abb. 5.2).

8 Zusammenfassung und Ausblick

Eine Einrichtung zur Stabilisierung der Bildlage eröffnet für die Freihandbeobachtung mit einem Doppelfernrohr, auch bei hohen Vergrößerungen von $\Gamma' \geq 10$, eine hohe Detaillierbarkeit. Insbesondere die passive Bildstabilisierung, deren Einsatz auf unbewegte Platt-



Abb. 8.1: Silberreiher (*Casmerodius albus*)

formen beschränkt ist, birgt für zahlreiche Anwendungsgebiete wie Astronomie und Naturbeobachtung (Ornithologie) Vorteile gegenüber einer aktiven Variante der Bildstabilisierung (Abb. 8.1). Die Stabilisierungsfunktion beruht auf der **Trägheit** einer optisch-mechanischen Baugruppe und benötigt aus diesem Grund keine Bauteile, die mit elektrischer Energie zu versorgen sind oder Geräusche emittieren. Für eine zielgerichtete Auslegung der mechanischen Bildstabilisierung wurde die Störgröße, die durch den Bediener bei der freihändigen Beobachtung eingebrachte **Bewegungsunruhe** (Tremor), charakterisiert. Die Ergebnisse der Untersuchungen flossen in die Entscheidungsfindung bei der Konzepterstellung ein. Eine Umsetzung der passiven

Bildstabilisierung erfolgte am Beispiel der optischen Komponenten des Zeiss Conquest 15x45 BT*, wobei für die Stabilisierung der Bildlage das im **passiven Drehpunkt** aufgehängene **Bildumkehrprisma** (Schmidt-Pechan-Prisma) verwendet wird. Diese Stabilisatorbaugruppe lässt sich durch ein analytisches Modell beschreiben, was durch einen **fußpunkt-fremderregten Schwinger** gegeben ist. Anhand dieses Modells lassen sich Einflussparameter bestimmen und Abschätzungen zum Schwingungsverhalten vornehmen. Als Maß für den Erfolg einer Bildstabilisierung wurde der **Stabilisierungsgrad** η_s eingeführt, der den Gewinn an Bildruhe gegenüber dem unstabilisierten Zustand quantitativ erfasst. Die bei der Auslegung der Stabilisatorbaugruppe einzubeziehenden Einflussparameter sind **Dämpfungs-konstante** D_δ , **Drehfederkonstante** c_ψ und **Massenträgheitsmoment** J_s . Diese wurden bei der Auswahl von Werkstoffen und der konstruktiven Gestaltung beim Entwurf des Funktionsdemonstrators Zeiss Conquest 15x45 BT* S berücksichtigt. Die gefundenen Erkenntnisse aus den durchgeführten Messungen und Simulationen lassen sich auf andere Bereiche mit ähnlichen technischen Gebilden übertragen. In diesem Zusammenhang sind neben der Bildstabilisierung Messtaster in der Koordinatenmesstechnik und Probentische in der Mikroskopie zu nennen.

Für die Umsetzung der passiven Bildstabilisierung wurde die Form eines **Knickbrückendoppelfernrohres** gewählt (Abb. 8.2). Dabei lässt sich der Pupillenabstand durch Verdrehen der beiden Gehäusehälften individuell an den Augenabstand des jeweiligen Beobachters anpassen. Dies stellt für den Bereich der bildstabilisierenden Doppelfernrohre eine Neuheit dar. Es ist dabei gelungen, die Funktion der Bildstabilisierung sowie die damit verbundenen zusätzlichen Einheiten in ein voll ausgestattetes Doppelfernrohr zu integrieren. Als Basis für die Anordnung der Stabilisatoren wurde die Konfiguration des **Duostabilisators** gewählt. Dabei befindet sich in jeder Gehäusehälfte (Sehkanal) eine Stabilisatorbaugruppe, die unabhängig voneinander wirken. Es wurde der Nachweis erbracht, dass eine Herstellung von Stabilisato-

renpaaren möglich ist, die über ein identisches Schwingungsverhalten verfügen und auf eine äußere Anregung **synchron** reagieren. Für die Beeinflussung des Schwingungsverhaltens wurden zahlreiche Messreihen aufgenommen, deren Ergebnisse in hohem Maße mit der aufgestellten Theorie übereinstimmen. Um die Entwicklungszeit zukünftiger Produkte zu verkürzen und die Genauigkeit der Vorhersage zu erhöhen, wurde eine Verbindung zwischen simulierten und experimentell gewonnenen Daten hergestellt. Hierfür wurden die beiden **Korrekturkoeffizienten** $K_{D_{\psi}}$ und $K_{\dot{\psi}}$ ermittelt, die den theoretischen Stabilisierungsgrad an den sich in der Praxis einstellenden Stabilisierungsgrad angleichen.



Abb. 8.2: Funktionsdemonstrator Zeiss Conquest 15x45 BT* S
(000000-1532-335)

Ein Hauptbestandteil dieser Arbeit ist die gerätetechnische Umsetzung in einem Funktionsdemonstrator. Hierbei wurden neben Vorschlägen zur Stabilisatorbaugruppe die peripheren Baugruppen wie beispielsweise die Transportsicherung, welche die Stabilisatoren vor Beschädigungen im täglichen Gebrauch des Doppelfernrohres schützen soll, ausführlich erläutert. Einen weiteren nennenswerten Anteil nehmen Betrachtungen zu technologischen Abläufen wie der Herstellung und Montage der kardanischen Drehfedergelenkanordnung ein, die das Kernstück der passiven Bildstabilisierung bilden. Weiterhin wurde die Inbetriebnahme, die sich von einem Doppelfernrohr ohne Bildstabilisierung deutlich unterscheidet, eingehend beschrieben. Dabei wurden die Schritte zur Abstimmung der Stabilisatorbaugruppen, die um den Drehpunkt unabhängig von der Fernrohrgebrauchslage ausbalanciert sein muss, ausführlich dargestellt. Ebenso wurde der Ablauf sowie die Kriterien der Justage des binokularen Gerätefehlers am Beispiel des Funktionsdemonstrators erläutert. Die beschriebenen Vorgehensweisen lassen sich auf ähnlich gelagerte Problemstellungen übertragen.

Für weiterführende Entwicklungen im Bereich der Bildstabilisierung handgeführter Doppelfernrohre ist die Untersuchung der Hauptgebiete

- passive Bildstabilisierung
- aktive beziehungsweise hybride Bildstabilisierung
- Verbesserung optische Abbildungseigenschaften bei der Bildstabilisierung
- ganzheitliches Simulationsverfahren (Holistic Simulation)

lohnenswert. Diese bilden die Grundlage für zukünftige Forschungsthemen. Bei der Lösungsfindung (Kapitel 4.1) zur passiven Bildstabilisierung wurde eine Reihe von Vorschlägen unterbreitet, die über die Zielstellung dieser Arbeit hinausgehen und bei der Bearbeitung der Lösung keine Berücksichtigung finden konnten. Weiterführende Arbeiten sollten auf den vorgeschlagenen Anregungen aufsetzen. Dabei handelt es sich beispielsweise um die anregungswinkelabhängige Dämpfung, die eine Unterscheidung zwischen Tremor und Panning zulässt. Um das Schwingungsverhalten genauer vorhersagen zu können, ist es unerlässlich, präzise Kenntnis der Werkstoffdaten zu erlangen. Insbesondere sind die Kennwerte der elektrischen Leitfähigkeit und der magnetischen Flussdichte zu bestimmen. Um die Verteilung der magnetischen Flussdichte im Luftspalt zu erhalten, ist eine Simulation nach der Finiten Elemente Methode (FEM) durchzuführen. Bei der Realisierung der passiven Bildstabilisierung in einem Produkt ist auf die Einbaulage der Biegefedergelenke zu achten. Diese sind so auszurichten, dass sie in Richtung der Ziellinie (Z) vorwiegend auf Zug belastet werden.

Ein weiteres Interesse gilt der aktiven Bildstabilisierung. Insbesondere wird diese mit einer passiven Bildstabilisierung kombiniert. Diese wird als hybride Bildstabilisierung bezeichnet und ermöglicht einen hohen Stabilisierungsgrad im für die Freihandbeobachtung wichtigen Frequenzbereich bis 20 Hertz. Gleichzeitig wird der Bedarf an elektrischer Energie minimiert. Eine ausführliche Diskussion von Konzepten und Möglichkeiten fand in Kapitel 4.2 und Kapitel 6 statt. Für die Verfolgung einer aktiven Lösung zur Stabilisierung der Bildlage sind die unterbreiteten Anregungen ein Ausgangspunkt für die Fortsetzung und Vertiefung in die Thematik.

Die Verbesserung der Abbildungsqualität bildstabilisierender optischer Systeme bildet ein weiteres Gebiet, auf dem die Entwicklung voranzutreiben ist. Dabei ist die bestehende Fernrohroptik hinsichtlich ihrer Abbildungsfehler, die bei der Bildstabilisierung entstehen, zu korrigieren, ohne zusätzliche optische Elemente (refraktive Optik) in den Strahlengang zu bringen. Hierfür ist es denkbar, Freiformflächen oder diffraktive optische Elemente einzusetzen.

Die Aufwände bei der Simulation können durch einen ganzheitlichen Ansatz deutlich verringert werden. Dieser ermöglicht es den Einfluss auf optische Eigenschaften, wie beispielsweise die Bildlage, durch veränderte mechanische Parameter zu verifizieren. Hierfür sind neue Simulationswerkzeuge zu entwickeln.

Quellenverzeichnis

- [Bau05] **Baumann, Oliver, et al. 2005.** *Fernglas. DE 10 2005 027 870 B4* Deutschland, 9. Juni 2005.
- [Bau051] —. **2005.** *Fernglas. DE 10 2005 027 870 A1* Deutschland, 9. Juni 2005.
- [Bei01] **Beitz, Wolfgang und Grote, Karl- Heinrich. 2001.** *Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau*. 20. Auflage. Berlin : Springer, 2001. 3-540-67777-1.
- [Bög09] **Böge, Alfred. 2009.** *Technische Mechanik*. 28. Auflage. Wiesbaden : Vieweg & Teubner, 2009. 978-3-8348-0747-2.
- [Bro69] **Bronstein, I.N. und Semendjajew, K.A. 1969.** *Taschenbuch der Mathematik*. Leipzig : Teubner, 1969. VLN 294-375/28/69.
- [Can111] **Canon. 2011.** Eigenschaften Canon 15x50 IS All Weather. [Online] 21. 08 2011. http://www.canon.de/For_Home/Product_Finder/Binoculars/Optical_Image_Stabilisation/15x50_IS/index.asp.
- [Can11] —. **2011.** What is Vari-Angle Prism Image Stabilizer (VAP-IS) ? [Online] 21. 08 2011. <http://www.canon.com/bctv/faq/vari.html>.
- [Car112] **Carl Zeiss AG. 2011.** Charakterisierung der Bewegungsunruhe für handgeführte Doppelfernrohre. [Bild]. Jena : Wolf, Uwe, 2011. Kommunikation intern - 22.05.2011.
- [Car07] **Carl Zeiss Jena GmbH. 2007.** Morphologischer Kasten - Lagerung der Stabilisatoreinheit. *Mechanisch stabilisiertes Fernglas*. Jena : Hofmann, J.; Dobermann, D.; Robotta, R.; Günther, G.; Frank, S.; Becker, K.; Rink, D., 2007. Kommunikation intern - 23.03.2007.
- [Car10] —. **2010.** Signallaufplan aktiver Duostabilisator. Jena : Kuhn, Karsten, 2010. Kommunikation intern - 11.05.2010.
- [Car11] **Carl Zeiss Sports Optics GmbH. 2011.** Einfluss der Drehpunktlage auf den Kompensationswinkel. [Diagramm]. Wetzlar : Tautz, Volker, 2011. Kommunikation intern - 07.10.2011.
- [Car101] —. **2010.** Komponenten aus Fernrohren und Doppelfernrohren. *Stabilisatoreinheit 20x60 B* S; Doppelfernrohr Conquest 15x45 BT*; ...* [Bild]. Wetzlar : Syre, Philipp; Becker, Kurt, 2010. Kommunikation intern - 25.03.2010.
- [Car09] —. **2009.** Strahlenverlauf im stabilisiertem und unstabilisiertem Doppelfernrohr Conquest 15x45BT*. [Bild]. Wetzlar : Tautz, Volker, 2009. Kommunikation intern - 29.09.2009.
- [Cof54] **Coffin, L.F.jr. 1954.** A study of the Effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. *Trans. ASME*. 76, 1954.
- [Czi04] **Czichos, Horst und Hennecke, Manfred. 2004.** *Hütte*. 32. Auflage. Berlin : Springer, 2004. 3-540-20325-7.

- [Dem04] **Demtröder, Wolfgang. 2004.** *Experimentalphysik, Elektrizität und Optik.* 3. Auflage. Berlin : Springer, 2004. Bd. 2. 3-540-20210-2.
- [Deu97] **Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt. 1997.** *Machbarkeitsstudie zur adaptiven Schwingungsreduktion an Ferngläsern.* Köln : s.n., 1997. IB 131-97/53.
- [Dob04] **Dobermann, Dirk. 2004.** *Analytische und experimentelle Untersuchungen an Festkörpergelenkführungen.* Jena : s.n., 2004. Diplomarbeit.
- [Dob11] —. **2011.** *Auslegungsrichtlinien viskoser Wirbelstromdämpfer für die passive Bildstabilisierung.* P-EO, Carl Zeiss GmbH. Jena : -, 2011.
- [Dob111] **Dobermann, Dirk und Kuhn, Karsten. 2011.** *Einrichtung zur aktiven Stabilisierung der Bildlage.* Carl Zeiss Sports Optics GmbH. Wetzlar : s.n., 2011. Erfindungsmeldung P18677EV (intern).
- [Dob09] **Dobermann, Dirk, et al. 09.** *Fernrohr. 10 2008 026 978* Deutschland, 29. 05 09.
- [Dob091] **Dobermann, Dirk, Günther, Georg und Thiele, Tobias. 2009.** *Messung des Zitterns während der Freihandbeobachtung mit einem Fernglas.* P-EO, Carl Zeiss GmbH. Jena : -, 2009.
- [Eur12] **European Southern Observatory. ESO La Silla Observatory.** [Online] <http://www.eso.org/sci/facilities/lasilla/>.
- [Fra84] **Fraser, David B. 1984.** *Optically Stabilized Telescope. 4,465,346* USA, 14. August 1984.
- [Fra] **Fraser-Volpe. 2011.** Products, Military. [Online] 14. 08 2011. <http://www.fraser-volpe.com>.
- [Fro94] **Frohne, Heinrich. 1994.** *Elektrische und Magnetische Felder.* Stuttgart : Teubner Verlag, 1994.
- [Gas87] **Gasch, Robert und Klaus, Knothe. 1987.** *Strukturdynamik Diskrete Systeme.* Berlin : Springer Verlag, 1987. Bd. 1. 3-540-16849-4.
- [Gri88] **Grimsehl, Ernst, Haferkorn, Heinz und Schallreuter. 1988.** *Lehrbuch der Physik - Optik.* 19. Auflage. Leipzig : Teubner, 1988. Bd. 3. 3-322-00781-2.
- [Gro08] **Gross, Herbert, Blechinger, Fritz und Achtner, Bertram. 2008.** *Handbook of Optical Systems: Suvay of optical Instruments.* 1. Auflage. Weinheim : Wiley-VCH Verlag, 2008. Bd. 4. 978-3-527-40380-6 (Vol.4).
- [Gud04] **Gudehus, H. und Zenner, H. 2004.** *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsberechnung.* 4. Auflage. Düsseldorf : Verlag Stahleisen GmbH, 2004.
- [Haf03] **Haferkorn, Heinz. 2003.** *Optik, Physikalisch- technische Grundlagen und Anwendungen.* 4. Auflage. Weinheim : Wiley-VCH Verlag, 2003. 3-527-40372-8.
- [Hai05] **Haibach, Erwin. 2005.** *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung.* 3. Auflage. Wiesbaden : Springer, 2005.

- [Han64] **Hansen, Friedrich. 1964.** *Justierung: eine Einführung in das Wesen der Justierung von technischen Gebilden.* s.l. : VEB Verlag Technik, 1964.
- [Hen07] **Henke, Heino. 2007.** *Elektromagnetische Felder Theorie und Anwendung.* 3. Auflage. Berlin : Springer, 2007. 978-3-540-71004-2.
- [Her99] **Hering, Ekbert, Martin, Rolf und Stohre, Martin. 1999.** *Physik für Ingenieure.* 7. Auflage. Heidelberg : Springer- Verlag, 1999. 3-540-66135-2.
- [Int03] **International Organization for Standardization. 2003.** Hochleistungs-Ferngläser, Vergrößerung bis 20fach. 2003. DIN ISO 14133-2.
- [Kal08] **Kallenbach, Eberhard, et al. 2008.** *Elektromagnete Grundlagen, Berechnung, Entwurf und Anwendung.* 3. Auflage. Wiesbaden : Vieweg Teubner, 2008. 978-3-8351-0138-8.
- [Kie11] **Kiepenheuer-Institut für Sonnenphysik. 2011.** Projekte, Adaptive Optik. [Online] 12. 08 2011. <http://www.kis.uni-freiburg.de>.
- [Kön59] **König, Albert und Köhler, Horst. 1959.** *Die Fernrohre und Entfernungsmesser.* 3. Auflage. s.l. : Springer, 1959.
- [Kra90] **Kratzer, Bernd und Weyrauch, Adolf. 1990.** *Neue Dimensionen der Freihandbeobachtung mit Ferngläsern.* Carl Zeiss, Aalen. Heidelberg : Deutsche Optikerzeitung, 1990. Sonderdruck Nr.9.
- [Kra00] **Krause, Werner. 2000.** *Gerätekonstruktion in Feinwerktechnik und Elektronik.* 3. Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 2000. 3-446-19608-0.
- [Kra93] —. **1993.** *Konstruktionselemente der Feinmechanik.* 2. Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 1993. 3-446-16530-4.
- [Kro74] **Krouse, Charles. 1974.** *Stabilisierungseinrichtung für optische Abbildungen.* 2414061 USA, 23. März 1974.
- [Kuy96] **Kuypers, Friedhelm. 1996.** *Physik für Ingenieure.* 1. Auflage. New York : VCH Verlagsgesellschaft, 1996. Bd. 1. 3-527-29361-2.
- [Lob04] **Lobontiu, Nicolae und Gracia, Ephrahim. 2004.** Stiffness characterization of corner-filletted flexure hinges. *Scientific Instruments.* 2004, 75.
- [Lob00] **Lobontiu, Nicolae, et al. 2000.** Corner-filletted flexure hinges. *Journal of Mechanical Design.* 2000, 123.
- [Lob02] —. **2002.** Design of symmetric conic-section flexure hinges based on closed-form compliance equations. *Mechanism and Machine Theory.* 2002, 37.
- [Lob03] **Lobontiu, Nikolae und Gracia, Ephrahim. 2003.** Two-axis flexure hinges with axially-located and symmetric notches. *Computers and Structures.* 2003, 81.
- [Man65] **Manson, S.S. 1965.** Fatigue: a complex subject-some simple approximations. *Experimental Mechanics.* 7, 1965, Bd. 5.
- [Mat94] **Matek, Wilhelm, et al. 1994.** *Roloff/Matek Maschinenelemente.* Braunschweig : Vieweg, 1994. 3-528-74028-0.

- [Mec02] **Mecherle, G.Stephen, Decanini, Jorge H. und Hiley, David. 2002.** *Precision Pointing System and Method. WO 02/055971 USA*, 18. Juli 2002.
- [Mei07] **Meissner, Manfred, Schorcht, Hans- Jürgen und Wanke, Klaus. 2007.** *Metallfedern*. 1. Auflage. Berlin : Springer, 2007. 978-3-540-49868-1.
- [Hel92] **Naumann, Helmut und Schröder, Gottfried. 1992.** *Bauelemente der Optik*. 6. Auflage. München : Carl Hanser Verlag, 1992. 3-446-17036-7.
- [Jür04] **Nolting, Jürgen und Kiesel, Markus. 2004.** Verwackelt? Bestimmung der Sichtlinienstabilität stabilisierter Ferngläser. *DOZ Optometrie*. 2004, 7.
- [Pal02] **Paland, Ernst-Günter. 2002.** *Technisches Taschenbuch*. [Hrsg.] Schaeffler KG und INA. 7. Auflage. Würzburg : Stürtz GmbH, 2002.
- [Prö04] **Pröger-Mühleck, Rainer. 2004.** *Linearantriebe für die Stoßjustierung feinwerk- und mikrotechnischer Baugruppen*. Stuttgart: s.n., 2004. Bd. D93, Dissertation. 3-922381-23-5.
- [Rix72] **Rix, Rudolf und Werblinski, Dieter. 1972.** *Allseitig kippbare Lagerung eines optischen Geräts auf einem Träger*. 2 239 426 Deutschland, 10. August 1972.
- [Rog12] **Rogowski, W. 1912.** *Über die induzierte Strömung und das Drehmoment bei der Scheibe eines Wechselstromzählers*. Mitteilungen aus der Physikalisch-Technischen Reisanstalt. 1912. Band 1, Heft 5.
- [Sch05] **Schotborgh, Wouter O., et al. 2005.** Dimensionless design graphs for flexure elements and a comparison between three flexure elements. *Precision Engineering*. 2005, 29.
- [Sch02] **Schröder, Gottfried und Treiber, Hanskarl. 2002.** *Technische Optik*. 9. Auflage. Würzburg : Vogel, 2002. 3-8023-1923-0.
- [Sch92] **Schwemin, Arnold J. 1992.** *Stabilizer Cell for Inertial Optical Stabilizer. 5,148,313 USA*, 15. September 1992.
- [Sie00] **Siebenhaar, Christian. 2000.** *Präzisionsjustierung durch Einleitung von mechanischen Impulsen*. Ilmenau : s.n., 2000. Bd. 340, Dissertation.
- [Smi03] **Smith, S. T. und Chetwynd, D. G. 2003.** *Foundations of Ultraprecision Mechanism Design*. New York : Taylor & Francis, 2003. Bd. 2. 2-88449-001-9.
- [Smi97] **Smith, Stuart T., et al. 1997.** Elliptical flexure hinges. *Scientific Instruments*. 1997, 68.
- [Tak02] **Takano, Hironori und Yamanouchi, Haruhiko. 2002.** *Binocular vibration correcting device and binocular optical instrument. US 2002/0085275 A1 USA*, 04. 07 2002. Optik.
- [Tau05] **Tautz, Volker. 2005.** *Zum Funktionsprinzip mechanisch stabilisierter Prismenferngläser*. Optikdesign, Carl Zeiss Sports Optics GmbH. Wetzlar : -, 2005.
- [The10] **Theska, Rene. 2010.** Bürsten zum Schutz und zur reproduzierbaren Lagesicherung optischer Baugruppen. Ilmenau : s.n., 2010. Diskussion - 29.04.2010.

-
- [The07] —. **2007**. Lehrblätter: Fernrohre. Ilmenau : Technische Universität Ilmenau, Fakultät für Maschinenbau, FG Feinwerktechnik, 2007.
- [The032] —. **2003**. Lehrblätter: Lager. Ilmenau : Technische Universität Ilmenau, Fakultät für Maschinenbau, FG Feinwerktechnik, 2003.
- [The03] —. **2003**. Lehrblätter: Planspiegel, Planspiegelsysteme, Spiegelprismen. Ilmenau : Technische Universität Ilmenau, Fakultät für Maschinenbau, FG Feinwerktechnik, 2003.
- [Tho17] **Thoma, Dieter. 1917**. *Vorrichtung an Ferngläsern zum Ausgleich von Erschütterungen*. 318227 Deutschen Reich, 14. März 1917. Klasse 42h Gruppe 10.
- [Tos02] **Toshihisa, Ishijima, Kouichi, Nagata und Kenichi, Takahashi. 2002**. *Image Stabilizing Apparatus*. US 6,369,946 B1 USA, 9. April 2002.
- [Tse02] **Tseytlin, Yakov M. 2002**. Notch flexure hinges: An effective theory. *Scientific Instruments*. 2002, 73.
- [Ver70] **Verein Deutscher Ingenieure Verband Deutscher Elektrotechniker. 1970**. *Dämpfungen Schwingungsdämpfungen*. Feinwerktechnik. Düsseldorf : VDI-Verlag, 1970. VDI/VDE 2256.
- [Wal06] **Walcher, Wilhelm. 2006**. *Praktikum der Physik*. 9. Auflage. Wiesbaden : B. G. Teubner Verlag, 2006. 978-3-8351-0046-6.
- [Wey80] **Weyrauch, Adolf. 1980**. *Prismenfernrohr mit Bildstabilisierung*. DE 28 34 158 A1 Deutschland, 14. Februar 1980.
- [Wey90] **Weyrauch, Adolf, Teichman, Peter und Werblinski, Dieter. 1990**. *Fernrohr mit Bildfeldstabilisierung*. DE 3843776 A1 Deutschland, 5. Juli 1990.
- [Wey901] —. **1990**. *Fernrohr mit Bildfeldstabilisierung*. DE 3843 775 A1 Deutschland, 5. Juli 1990.
- [Wun96] **Wunsch, Gerhard und Schulz, Hans- Georg. 1996**. *Elektromagnetische Felder*. 2. Auflage. Berlin : Verlag Technik, 1996. 3-341-01155-2.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1:	Fernrohrleistung (photopisches Sehen).....	2
Abb. 1.2:	Anwendungsgebiete	2
Abb. 1.3:	Anforderungen an ein stabilisiertes Fernglas mit Knickbrücke	3
Abb. 2.1:	Strahlenverlauf im astronomischen Fernrohr	8
Abb. 2.2:	Strahlenverlauf im holländischen Fernrohr	9
Abb. 2.3:	Strahlenverlauf im Zielfernrohr	10
Abb. 2.4:	Doppelfernrohr (Fernglas)	11
Abb. 2.5:	Fernrohrobjektive	13
Abb. 2.6:	Prismen zur Bildaufrichtung.....	15
Abb. 2.7:	Okulare für Fernrohre	16
Abb. 2.8:	Zu stabilisierende Freiheiten.....	17
Abb. 2.9:	Stabilisierungsgrade für verschiedene Anregungsamplituden	19
Abb. 2.10:	Stabilisierung der Bildlage (schematisch)	20
Abb. 2.11:	Trägheitsstabilisator des Zeiss DF 20x60 T* S.....	21
Abb. 2.12:	Prinzip des Fujinon Techno-Stabi 14x40	23
Abb. 2.13:	Prinzip Vari-Angle-Prism (VAP) des Canon 15x50 IS All Weather	24
Abb. 2.14:	Prinzipien bildstabilisierender Fernrohre im Vergleich	27
Abb. 3.1:	Charakterisierung der Bewegungsunruhe für die Winkel ψ und χ	30
Abb. 3.2:	Aufzeichnung der menschlichen Bewegungsunruhe (Tremor)	33
Abb. 3.3:	Frequenzspektrum für die Winkelamplituden ψ und χ	35
Abb. 3.4:	Frequenzspektrum der Beobachtungszustände	36
Abb. 3.5:	Ausprägung der Winkelkomponenten	37
Abb. 3.6:	Kompensatorprisma zur passiven Bildstabilisierung	40
Abb. 3.7:	Einfluss der Drehpunktlage auf den Kompensationsfaktor Θ_2	42
Abb. 3.8:	Strahlengang Zeiss Conquest 15x45 BT*	43
Abb. 3.9:	Schema eines fußpunkt-fremderregten Trägheitsstabilisators	46
Abb. 3.10:	Schwingverhalten.....	50
Abb. 3.11:	Variation der Dämpfung	52
Abb. 3.12:	Variation der Drehfederkonstante.....	54
Abb. 3.13:	Variation des Massenträgheitsmomentes	55
Abb. 3.14:	Schwingverhalten für optimierte Parameter	57
Abb. 4.1:	Varianten des Monostabilisators mit Knickbrücke	62
Abb. 4.2:	Transportsicherung und Winkelbegrenzung	65
Abb. 5.1:	Stabilisatorbaugruppe ($m_s = 0,192$ kg)	69
Abb. 5.2:	Übersicht der Einflussnahme auf Parameter	70
Abb. 5.3:	Wirbelstromdämpfer	72
Abb. 5.4:	Abschätzung elektrischer Größen	77
Abb. 5.5:	Anregungswinkelselektive Dämpfung	77
Abb. 5.6:	Kardanisches Drehfedergelenk	80
Abb. 5.7:	Biegefedergelenk (Prinzipdarstellung).....	82
Abb. 5.8:	Verlagerung des Drehpunktes	82
Abb. 5.9:	Zyklische Spannungs-Biege-Kurve (reibungsbedingte Hystereseschleife)	84
Abb. 5.10:	Kompatibilitätsbeziehung (Ermittlung der Schwingfestigkeit)	86
Abb. 5.11:	Vorrichtung zur Herstellung eines kardanischen Federgelenks	90
Abb. 5.12:	Funktionsdemonstrator Zeiss Conquest 15x45 BT* S.....	93

Abb. 5.13:	Stabilisatorbaugruppe im Doppelfernrohr	94
Abb. 6.1:	Signallaufplan einer aktiven Bildstabilisierung	97
Abb. 6.2:	Kombination passiver und aktiver Bildstabilisierung	98
Abb. 6.3:	Verlauf der Winkelamplituden bei der hybriden Bildstabilisierung	99
Abb. 6.4:	Stabilisatorbaugruppe für hybride Stabilisierung	100
Abb. 7.1:	Experimente zur Abstimmung der Stabilisatorbaugruppe (Prüfszenarien)	102
Abb. 7.2:	Experimentieranordnung Stabilisatorbaugruppe	103
Abb. 7.3:	Variation des Leiterwerkstoffes (κ_{20})	104
Abb. 7.4:	Variation der magnetischen Flussdichte B_l im Arbeitsluftspalt (l_l)	105
Abb. 7.5:	Variation der Leiterdicke d_l	106
Abb. 7.6:	Variation der Leiterfläche A_L (N_k)	106
Abb. 7.7:	Variation der Federdicke b	107
Abb. 7.8:	Überblick der Messdaten zur bevorzugten Lösung	109
Abb. 7.9:	Abgleich von Simulationsdaten und Messdaten	111
Abb. 7.10:	Prüfanordnung zur Bestimmung des binokularen Gerätefehlers	114
Abb. 7.11:	Transportsicherung (gesicherter Zustand)	115
Abb. 7.12:	Justage des Verriegelungsmechanismus	115
Abb. 7.13:	Synchronität des Schwingungsverhaltens der Sehkanäle R/L	116
Abb. 8.1:	Silberreihler (<i>Casmerodius albus</i>)	118
Abb. 8.2:	Funktionsdemonstrator Zeiss Conquest 15x45 BT* S	119

Tabellenverzeichnis

Tab. 1.1:	Eigenschaften Zeiss Conquest 15x45 BT*	4
Tab. 2.1:	Eigenschaften der Fernrohrgrundtypen	9
Tab. 2.2:	Fernrohrleistung abhängig von der Umfeldleuchtdichte	12
Tab. 2.3:	Prinzipien der Bildstabilisierung in Doppelfernrohren	26
Tab. 2.4:	Vergleich passiver und aktiver Bildstabilisierung	28
Tab. 3.1:	Verteilung der Probanden auf Gruppen und Tests.....	31
Tab. 3.2:	Typische Werte für die Bewegungsunruhe.....	38
Tab. 3.3:	Ausgangswerte der Einflussgrößen.....	48
Tab. 3.4:	Ergebnisse für Einflussgrößen.....	56
Tab. 4.1:	Morphologischer Kasten.....	59
Tab. 4.2:	Anordnungen zur Bildstabilisierung im Doppelfernrohr	62
Tab. 4.3:	Vergleich verschiedener Lagervarianten	63
Tab. 5.1:	Vergleich von Federn monolithischer Bauform und Federeinspannung.....	79
Tab. 5.2:	Werkstoffkenndaten und Abmessungen des Biegefedergelenks.....	81
Tab. 5.3:	Ergebnisse für Biegefedergelenk und Gelenkachse (analytisch).....	83
Tab. 5.4:	Stoßbelastung kardanisches Drehfedergelenk (FEM).....	88
Tab. 5.5:	Überblick über Einflussgrößen und ihre Kennwerte.....	92

Sachwortverzeichnis

A

Abbe-König-Prisma	15
Abklingkoeffizient	47, 109
Achromat	13
afokal	17
aktive Bildstabilisierung.....	22, 66, 96
aktive Positionierung	23
Amplitudenresonanzfunktion.....	47
Anregungswinkel	74
Anrisschwingspielzahl	85, 87
aperiodischer Grenzfall	45
Apochromat	13
Arbeitsluftspalt	72
Astigmatismus	44
astronomisches Fernrohr	7
Austrittspupille	7

B

Biegefedergelenk.....	78, 80
Biegefedergelenkdicke	107
Biegemoment	83
Biegespannung	83
Bildstabilisierung	20
Bildumkehrsystem.....	11, 40
binokularer Gerätefehler.....	61, 112
Brennweite	7

C

Coffin-Manson	85
---------------------	----

D

Dämmerungssehen.....	12
Dämmerungszahl.....	12
Dämpfer	46
Dämpfung	51
Dämpfungsgrad	47, 109
Dämpfungskonstante	45, 104
Dauerschwingfestigkeit	85
Dehnung	85
Doppelexzenter	61
Doppelfernrohr.....	1, 11, 92
Drehfeder.....	46, 53, 78
Drehfederkonstante	45, 80
Drehratensensor.....	68

Drehwinkelbegrenzung.....	64
Dunkelsehen	12
Duostabilisator	61, 69, 91

E

Eckschwingspielzahl	85
Eigenkreisfrequenz.....	47, 109
elastische Dehnung	85
elektrische Leistung	73, 76
elektrische Leitfähigkeit	73
Energieprodukt	74
Epizykloide	81
Erdfernröhre	9

F

Federeinspannung	78
Federlager	63, 78
Feldblende.....	7
Fernrohrleistung	12
Flächenträgheitsmoment.....	83
Formschluss.....	66
Freihandbeobachtung.....	1
Freiheiten	17
Frequenzspektrum	33, 35
Fußpunktanregung.....	48

G

Galilei-Fernrohr	8
Gauß-Objektiv	13
Gebrauchslage.....	87
Gestaltänderungsenergiehypothese ...	87
Gleitlager.....	63

H

holländisches Fernrohr	8
hybride Bildstabilisierung.....	68, 98
Hystereseverhalten	84

I

Induktionsstrom	73, 76
induzierte Spannung	73
Innenfokussierung.....	60

K

kardanisches Drehfedergelenk	69, 79, 90
Kellner-Okular	16

Kepler-Fernrohr.....	7
Knickbrücke.....	3, 59, 61, 92
Koma.....	44
Kompatibilitätsbeziehung.....	85
Korrekturkoeffizienten.....	110, 111
Kraftschluss.....	64
Kreiselstabilisierung.....	22
Kreisfrequenz.....	74
Kriechfall.....	45

L

Leiterdicke.....	73, 106
Leiterfläche.....	73, 107
Linsenfernrohr.....	10
Luftspaltvolumen.....	75, 106

M

magnetische Feldkonstante.....	75
magnetische Flussdichte.....	73, 74, 106
magnetischer Fluss.....	73
Magnetvolumen.....	75
Massenträgheit.....	54, 90
Massenträgheitsmoment.....	45
mechanische Leistung.....	74
monolithische Feder.....	78
Monostabilisator.....	61

N

Nutzfluss.....	72
----------------	----

O

Objektiv.....	7, 13
Okular.....	7, 17

P

passive Bildstabilisierung.....	20, 58, 69
passiver Drehpunkt.....	40
Phasenresonanzfunktion.....	47
Phasenverschiebung.....	48
Piezo.....	66
plastische Dehnung.....	85
Porro-Prisma.....	14
Porro-Prisma 1. Art.....	15
Porro-Prisma 2. Art.....	15
Positionssensor.....	66
Prismenfernrohr.....	11
Prismenumkehrsystem.....	41
Proband.....	31

R

Ramberg-Osgood.....	85
Ramsden-Okular.....	16
Resonanz.....	48

S

Schmidt-Pechan-Prisma.....	15
Schrittmotor.....	66
Schwingfall.....	45
Stabilisatorbaugruppe.....	69, 95
Stabilisierungsgrad.....	18, 28, 48, 110
stereoskopisches Sehen.....	60
Streufluss.....	72
Synchronität.....	116

T

Tagessehen.....	12
Tangentialgeschwindigkeit.....	74
Tariermasse.....	69
Tauchspule.....	66, 100
terrestrisches Fernrohr.....	9
TestszENARIO.....	31
Torsionsfedergelenk.....	78
Totalreflektion.....	40
Trägheitsstabilisierung.....	22
Transmissionsvermögen.....	39
Transportsicherung.....	64
Tremor.....	1, 18

U

Uniform Material Law.....	84
---------------------------	----

V

Vari-Angle-Prism.....	24
Vergleichsspannung.....	87
Vergrößerung.....	9
Vignettierung.....	41
viskose Dämpfung.....	71

W

Wälzlager.....	63
Weitwinkel-Okular.....	16
Widerstandsmoment.....	83
Winkelauslenkung.....	38
Winkelbeschleunigung.....	38
Winkelgeschwindigkeit.....	38
winkelselektive Dämpfung.....	77
Wirbelstromdämpfung.....	69, 71

Wöhlerlinie 84, 87

Z

Zielfernrohr 10

Ziellinie 14, 41

Zielmarke 10

Zwischenbild 11

Anhang

Ergänzend zu den Ausführungen dieser Arbeit werden Angaben gemacht, die zusätzliche Informationen zu den umfassenden Untersuchungen und Experimenten gewähren.

A Formeln

Grundgrößen Fernrohr

$$\text{Brennweite Fernrohr} \quad f' = -\frac{f'_{Ob} f'_{Ok}}{t} \quad \text{A.1}$$

$$\text{optisches Intervall} \quad t' = e' - f'_{Ob} - f'_{Ok} \quad \text{A.2}$$

$$e' = f'_{Ob} + f'_{Ok} \quad \text{A.3}$$

Zur Kompensation von Fehlsichtigkeit ist die Anpassung des optischen Intervalls nötig. Bei Akkommodation und Kurzsichtigkeit wird ein negatives und bei Weitsichtigkeit ein positives Intervall erfordert. Hierbei entspricht D' der Fehlsichtigkeit in Dioptrien³³.

$$\text{optisches Intervall} \quad t' = 0,001 \cdot f'_{Ok} \cdot D' \quad \text{A.4}$$

$$\text{Vergrößerung Fernrohr} \quad \Gamma'_{\infty} = \frac{\tan \omega'_s}{\tan \omega_s} = -\frac{f'_{Ob}}{f'_{Ok}} = \frac{D_{EP}}{D_{AP}} \quad \text{A.5}$$

$$\text{objektseitiger Sehwinkel} \quad \tan \omega_s = -\frac{y'_{Ob}}{f'_{Ob}} \quad \text{A.6}$$

$$\text{bildseitiger Sehwinkel} \quad \tan \omega'_s = \frac{y'_{Ob}}{f'_{Ok}} \quad \text{A.7}$$

$$\text{Fernrohrleistung}^{34} \quad \Lambda = \eta (D_{EP})^{2m} |\Gamma'_{\infty}|^{1-2m} \quad \text{A.8}$$

$$\text{Dämmerungszahl} \quad Z_D = \sqrt{|\Gamma'_{\infty}| \cdot D_{EP}} \quad \text{A.9}$$

$$\text{Brennweite Linsenfernrohr} \quad \Gamma'_{\infty} = \frac{f'_{Ob}}{f'_{Ok}} \cdot \frac{y''}{y'} = \frac{f'_{Ob}}{f'_{Ok}} \cdot \beta'_U \quad \text{A.10}$$

[Haf03] , [Gri88]

Modell eines eindimensionalen freien gedämpften Einmassenschwingers

Die Beschreibung der Bewegung ist durch eine homogene Differentialgleichung (DGL) möglich, die bei Einführen von Abklingkoeffizienten, Dämpfungsgrad und Eigenkreisfrequenz in ihre Normalform überführt werden kann.

$$\text{homogene DGL} \quad J_S \psi'_S(t) + D_{\delta} \psi_S(t) + c_{\psi} \psi_S(t) = 0 \quad \text{A.11}$$

$$\text{Abklingkoeffizient} \quad 2\delta = \frac{D_{\delta}}{J_S} \quad \text{A.12}$$

$$\text{Dämpfungsgrad} \quad D\omega_0 = \delta \quad \text{A.13}$$

³³ Einheit zur Angabe des Brechwertes optischer Systeme. (1 dpt = 1/m)

³⁴ Konstanten η und m sind empirisch gefundene Größen, die von der vorherrschenden Beleuchtungssituation abhängig sind.

$$\text{Eigenkreisfrequenz} \quad \omega_0^2 = \frac{c_\psi}{J_S} \quad \text{A.14}$$

$$\text{homogene DGL} \quad \ddot{\psi}_S(t) + 2D\omega_0\dot{\psi}_S(t) + \omega_0^2\psi_S(t) = 0 \quad \text{A.15}$$

Für die Lösung der homogenen Differentialgleichung (DGL) kann der folgende Ansatz gewählt werden:

$$\text{Winkelamplitude} \quad \psi_S(t) = e^{\lambda t} \quad \text{A.16}$$

$$\text{Winkelgeschwindigkeit} \quad \dot{\psi}_S(t) = \lambda \cdot e^{\lambda t} \quad \text{A.17}$$

$$\text{Winkelbeschleunigung} \quad \ddot{\psi}_S(t) = \lambda^2 \cdot e^{\lambda t} \quad \text{A.18}$$

$$\text{Lösung} \quad \lambda_{1/2} = -\delta \pm \sqrt{\delta^2 - \omega_0^2} \quad \text{A.19}$$

Es wird eine Unterscheidung der drei charakteristischen Fälle vorgenommen. Die Konstanten C , C_1 und C_2 hängen von den Anfangsbedingungen ab und sind für diese zu lösen.

$$\text{Schwingfall } (\delta < \omega_0) \quad \psi_S(t) = C \cdot e^{-\delta t} \cdot \sin(\omega_d t + \varphi_d) \quad \text{A.20}$$

$$\text{aperiod. Grenzfall } (\delta = \omega_0) \quad \psi_S(t) = (C_1 t + C_2) \cdot e^{-\delta t} \quad \text{A.21}$$

$$\text{Kriechfall } (\delta > \omega_0) \quad \psi_S(t) = C_1 \cdot e^{-\lambda_1 t} + C_2 \cdot e^{-\lambda_2 t} \quad \text{A.22}$$

Die speziellen Lösungen für eine Bewegung aus der ausgelenkten Ruhelage ψ_S sind:

$$\text{Schwingfall } (\delta < \omega_0) \quad \psi_S(t) = \psi_S \cdot e^{-\delta t} \cdot \cos(\omega_d t) \quad \text{A.23}$$

$$\text{aperiod. Grenzfall } (\delta = \omega_0) \quad \psi_S(t) = \psi_S \cdot (1 + \delta t) \cdot e^{-\delta t} \quad \text{A.24}$$

$$\text{Kriechfall } (\delta > \omega_0) \quad \psi_S(t) = \psi_S \cdot e^{-\delta t} \cdot \cosh(\omega_d t) \quad \text{A.25}$$

Die speziellen Lösungen für eine Bewegung mit einer Anfangsgeschwindigkeit $\dot{\psi}_S = \psi_S \cdot \omega_d$ und ohne Anfangsauslenkung sind:

$$\text{Schwingfall } (\delta < \omega_0) \quad \psi_S(t) = \psi_S \cdot e^{-\delta t} \cdot \sin(\omega_d t) \quad \text{A.26}$$

$$\text{aperiod. Grenzfall } (\delta = \omega_0) \quad \psi_S(t) = \psi_S \omega_d t \cdot e^{-\delta t} \quad \text{A.27}$$

$$\text{Kriechfall } (\delta > \omega_0) \quad \psi_S(t) = \psi_S \cdot e^{-\delta t} \cdot \sinh(\omega_d t) \quad \text{A.28}$$

$$\text{gedämpfte Kreisfrequenz} \quad \omega_d = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2} \quad \text{A.29}$$

Modell eines eindimensionalen fremderregten Einmassenschwingers (Fußpunktbewegung)

Die inhomogene Differentialgleichung (DGL) 2. Ordnung ist nachstehend gegeben.

$$\text{inh. DGL} \quad J_S \ddot{\psi}_S(t) + D_\delta \dot{\psi}_S(t) + c_\psi \psi_S(t) - D_\delta \dot{\psi}_a(t) - c_\psi \psi_a(t) = 0 \quad \text{A.30}$$

Die darin enthaltene und über Fußpunktanregung von Drehfeder und Dämpfer übertragene Störbewegung $S_a(t)$ lässt sich durch die folgenden Zusammenhänge darstellen.

$$\text{Drehfeder} \quad \psi_a(t) = \psi_a \cdot \sin(\omega_a t) \quad \text{A.31}$$

$$\text{Dämpfer} \quad \dot{\psi}_a(t) = \psi_a \cdot \omega_a \cdot \cos(\omega_a t) \quad \text{A.32}$$

Durch Umformen erhält man:

$$\text{inh. DGL} \quad J_S \ddot{\psi}_S(t) + D_\delta \dot{\psi}_S(t) + c_\psi \psi_S(t) = \psi_a (D_\delta \omega_a \cos(\omega_a t) + c_\psi \sin(\omega_a t)) \quad \text{A.33}$$

Einführen des Abklingkoeffizienten δ , des Dämpfungsgrades D und der Eigenkreisfrequenz ω_0 (Gleichungen A.12 bis A.14) sowie des Kreisfrequenzverhältnisses.

$$\text{Kreisfrequenzverhältnis} \quad \eta = \frac{\omega_a}{\omega_0} \quad \text{A.34}$$

Überführung in die Normalform

$$\ddot{\psi}_S(t) + 2D\omega_0 \dot{\psi}_S(t) + \omega_0^2 \psi_S(t) = \psi_a \omega_0^2 (2D\eta \cos(\omega_a t) + \sin(\omega_a t)) \quad \text{A.35}$$

Für das Finden der partikulären Lösung kann der folgende Ansatz aufgestellt werden.

$$\text{Winkelamplitude} \quad \psi_S(t) = \psi_S \cdot \sin(\omega_a t - \varphi) \quad \text{A.36}$$

$$\text{Winkelgeschwindigkeit} \quad \dot{\psi}_S(t) = \psi_S \cdot \omega_a \cdot \cos(\omega_a t - \varphi) \quad \text{A.37}$$

$$\text{Winkelbeschleunigung} \quad \ddot{\psi}_S(t) = -\psi_S \cdot \omega_a^2 \cdot \sin(\omega_a t - \varphi) \quad \text{A.38}$$

Es bietet sich an, den Ansatz für die partikuläre Lösung wie auch die Störfunktion in komplexer Schreibweise zu formulieren.

$$\text{Winkelamplitude} \quad \underline{\psi}_S(t) = \psi_S \cdot e^{j(\omega_a t - \varphi)} \quad \text{A.39}$$

$$\text{Winkelgeschwindigkeit} \quad \underline{\dot{\psi}}_S(t) = j\psi_S \cdot \omega_a \cdot e^{j(\omega_a t - \varphi)} \quad \text{A.40}$$

$$\text{Winkelbeschleunigung} \quad \underline{\ddot{\psi}}_S(t) = -\psi_S \cdot \omega_a^2 \cdot e^{j(\omega_a t - \varphi)} \quad \text{A.41}$$

$$\text{Störfunktion} \quad \underline{S}_a(t) = \psi_a \omega_0^2 \sqrt{4D^2\eta^2 + 1} \cdot e^{j(\omega_a t + \tan^{-1}(2D\eta))} \quad \text{A.42}$$

Werden diese in A.35 eingesetzt, lassen sich die Amplituden- und Phasenresonanzfunktion ermitteln. Diese sind für einen fußpunkt-fremderregten Schwinger durch die nachstehenden Zusammenhänge gegeben.

$$\text{Amplitudenresonanzfunktion} \quad V = \frac{\psi_S}{\psi_a} = \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2}{(1-\eta^2)^2+4D^2\eta^2}} \quad \text{A.43}$$

$$\text{Phasenresonanzfunktion} \quad \varphi = -\tan^{-1}\left(\frac{2D\eta^3}{1-\eta^2+4D^2\eta^2}\right) \quad \text{A.44}$$

mit

$$\varphi = \varphi_1 - \varphi_2 = \tan^{-1}(u) - \tan^{-1}(v) = \tan^{-1}\left(\frac{u-v}{1+uv}\right) \quad \text{A.45}$$

$$\text{Stabilisierungsgrad} \quad \eta_s = \left[1 - \frac{\psi_S}{\psi_a}\right] \cdot 100\% = \left[1 - \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2}{(1-\eta^2)^2+4D^2\eta^2}}\right] \cdot 100\% \quad \text{A.46}$$

Die Schwingungsantwort des Stabilisators bei Fußpunktanregung über Drehfeder und Dämpfer wird durch nachstehende partikuläre Lösung beschrieben.

$$\psi_s(t) = \psi_a \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2}{(1-\eta^2)^2+4D^2\eta^2}} \cdot \sin\left(\omega_a t - \arctan\left(\frac{2D\eta^3}{1-\eta^2+4D^2\eta^2}\right)\right) \quad \text{A.47}$$

Dämpfung

Die Dämpfungskonstante D_δ kann durch Gleichsetzen der durch die Wirbelstrombremse erzeugten elektrischen Leistung P_e und der benötigten Leistung zur Dämpfung des mechanischen Schwingers P_m ermittelt werden.

induzierte Spannung	$U_i = -N \frac{d\Phi}{dt}$	A.48
magnetischer Fluss	$\Phi = \int B_l \cdot \cos(\gamma) dA \approx \int B_l \cdot dA$	A.49
Fläche	$dA = d_L \cdot ds$	A.50
induzierte Spannung	$U_i = -N \cdot B_l \frac{d_L ds}{dt} = -B_l \cdot d_L \cdot v$	A.51
Induktionsstrom	$I = \frac{U_i}{R} = \frac{-B_l d_L v}{\kappa_{20} A_L} = -\kappa_{20} \cdot B_l \cdot v \cdot A_L$	A.52
Leiterfläche	$A_L = \pi \cdot (r_{l-a}^2 - r_{m-i}^2)$	A.53
elektrische Leistung	$P_e = U_i \cdot I = \kappa_{20} \cdot B_l^2 \cdot v^2 \cdot d_L \cdot A_L$	A.54
Tangentialgeschwindigkeit	$v = \psi_a \cdot \omega_a \cdot l_w$	A.55

Die elektrische Leistung P_e wird aus dem Produkt von induzierter Spannung (A.51) und Induktionsstrom (A.52) gebildet. Dabei hängt die Tangentialgeschwindigkeit v von der Anregungswinkelamplitude ψ_a , der Anregungskreisfrequenz ω_a und von der Wirkhebellänge l_w ab.

elektrische Leistung	$P_e = \kappa_{20} \cdot B_l^2 \cdot \psi_a^2 \cdot \omega_a^2 \cdot l_w^2 \cdot d_L \cdot A_L$	A.56
Anregungsmoment	$M_a = -D_\delta \cdot \psi_a \cdot \omega_a$	A.57
Tangentialgeschwindigkeit	$v = \omega_a \cdot l_w$	A.58

Die mechanische Leistung P_m bildet sich aus dem wirkenden Anregungsmoment (A.57) und der Tangentialgeschwindigkeit (A.58).

mechanische Leistung	$P_m = M_a \cdot v = -D_\delta \cdot \psi_a \cdot \omega_a^2 \cdot l_w$	A.59
----------------------	---	------

Aus dem Gleichsetzen der Leistungen (A.56 und A.59) wird die Dämpfungskonstante D_δ bestimmt.

Dämpfungskonstante	$D_\delta = \kappa_{20} \cdot B_l^2 \cdot l_w \cdot \psi_a \cdot A_L \cdot d_L$	A.60
--------------------	---	------

Für die magnetische Flussdichte B_l im Arbeitsluftspalt werden lediglich Luftspalte am Übergang zwischen Magnet und Anker mit $K_\phi = 0,95$ berücksichtigt. Der Streufluss wird vernachlässigt.

$$\text{magnetische Flussdichte} \quad B_l = \sqrt{K_\phi \cdot \mu_0 \frac{A_m \cdot I_m}{A_l \cdot l_l} (BH)_{max}} \quad \text{A.61}$$

Drehfedergelenk

Die Drehfederkonstante c_ψ der Drehachse, bestehend aus zwei Biegefedergelenken, wird ermittelt aus:

$$\text{Drehfederkonstante} \quad c_\psi = \frac{E \cdot b^3 \cdot h}{6 \cdot l} \quad \text{A.62}$$

Bei der Auslenkung des Biegefedergelenkes verlagert sich der Momentandrehpol, dessen Koordinaten sich mit A.63 und A.64 errechnen lassen.

$$\text{Y-Koordinate} \quad Y_{Dp} = \frac{l(1 - \cos(\psi_s))}{\psi_s^2} \quad \text{A.63}$$

$$\text{Z-Koordinate} \quad Z_{Dp} = \frac{l(\psi_s - \sin(\psi_s))}{\psi_s^2} \quad \text{A.64}$$

Das an den Biegefedergelenken befestigte Prisma bewegt sich auf einem Kurvensegment, welches durch eine verlängerte Epizykloide beschrieben wird. Die Koordinaten sind durch A.65 und A.66 beschrieben.

$$\text{Y-Koordinate} \quad Y_P = \frac{2}{3}l \cdot \cos(\psi_s) + \left(p + \frac{l}{3}\right) \cdot \cos(2\psi_s) + \frac{l}{6} \quad \text{A.65}$$

$$\text{Z-Koordinate} \quad Z_P = \frac{2}{3}l \cdot \sin(\psi_s) + \left(p + \frac{l}{3}\right) \cdot \sin(2\psi_s) \quad \text{A.66}$$

Für kleine Auslenkwinkel ist eine Näherung durch einen Kreisbogen zulässig (A.67). Der Krümmungsmittelpunkt kommt dabei auf der Biegefeder zu liegen (A.68).

$$\text{Krümmungsradius} \quad R_{P-Kreis} = \frac{\left(p + \frac{l}{3}\right)^2}{p + \frac{l}{3}} \quad \text{A.67}$$

$$l > l + p - R_{P-Kreis} > 0 \quad \text{A.68}$$

Zum Nachweis der Festigkeit für Drehwinkel auslenkungen bis ± 2 Grad kann die Biegespannung abgeschätzt werden (A.69 bis A.72).

$$\text{Biegemoment} \quad M_b = \frac{E \cdot I_y}{l \cdot \psi_s} \quad \text{A.69}$$

$$\text{äquat. Flächenmoment (Y)} \quad I_y = \frac{1}{12} b^3 \cdot h \quad \text{A.70}$$

$$\text{Biegespannung} \quad \sigma_b = \frac{M_b}{W_b} \quad \text{A.71}$$

$$\text{Widerstandsmoment (Y)} \quad W_b = \frac{1}{6} b^2 \cdot h \quad \text{A.72}$$

Herleitung der Kompatibilitätsbeziehung zwischen zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurve und Wöhlerlinie.

$$\text{Ramberg-Osgood-Beziehung } \varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma_b}{E} + \left(\frac{\sigma_b}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad \text{A.73}$$

$$\text{Coffin-Manson-Ansatz} \quad \varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_A)^{b'} + \varepsilon'_f (2N_A)^{c'} \quad \text{A.74}$$

Die Lösung aus dem Koeffizientenvergleich zur Abschätzung zyklischer Werkstoffdaten ist nachfolgend gegeben.

$$\text{zykl. Verformungsexponent } n' = \frac{b'}{c'} \quad \text{A.75}$$

$$\text{zykl. Verformungskoeffizient } K' = \frac{\sigma'_f}{(\varepsilon'_f)^{n'}} \quad \text{A.76}$$

Verknüpfung von simulierten und experimentellen Daten

Korrektur der Einflussparameter D_δ , c_ψ und J_s mit entsprechenden Koeffizienten K_D , K_ψ und K_J . Die korrigierten Größen sind in A.77 bis A.80 zu finden.

$$\text{Abklingkoeffizient} \quad 2\delta_{\text{korr.}} = \frac{D_\delta}{J_s} \cdot \frac{K_D}{K_J} \quad \text{A.77}$$

$$\text{Dämpfungskonstante} \quad D_{\text{korr.}} = \frac{\delta}{\omega_0} \cdot \frac{K_D}{(K_\psi K_J)^{\frac{1}{2}}} \quad \text{A.78}$$

$$\text{Eigenkreisfrequenz} \quad \omega_{0-\text{korr.}}^2 = \frac{c_\psi}{J_s} \cdot \frac{K_\psi}{K_J} \quad \text{A.79}$$

$$\text{Kreisfrequenzverhältnis} \quad \eta_{\text{korr.}} = \frac{\omega_a}{\omega_0} \cdot \left(\frac{K_J}{K_\psi}\right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{A.80}$$

Für die Korrektur des Stabilisierungsgrades lässt sich folgende Gleichung aufstellen:

$$\eta_{s-\text{korr.}} = \left[1 - \frac{\psi_s}{\psi_a}\right]_{\text{korr.}} \cdot 100\% = \left[1 - \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2 \left[\frac{K_D^2}{K_\psi^2}\right]}{\left(1-\eta^2 \left[\frac{K_J}{K_\psi}\right]^2\right) + 4D^2\eta^2 \left[\frac{K_D^2}{K_\psi^2}\right]}}\right] \cdot 100\% \quad \text{A.81}$$

Eine weitere Vereinfachung lässt sich durch Quotientenbildung finden.

$$\text{Korrekturkoeffizient 1} \quad K_{D\psi} = \frac{K_D}{K_\psi} \quad \text{A.82}$$

$$\text{Korrekturkoeffizient 2} \quad K_{J\psi} = \frac{K_J}{K_\psi} \quad \text{A.83}$$

Der korrigierte Stabilisierungsgrad ergibt sich somit zu:

$$\eta_{s-\text{korr.}} = \left[1 - \frac{\psi_s}{\psi_a}\right]_{\text{korr.}} \cdot 100\% = \left[1 - \sqrt{\frac{1+4D^2\eta^2 \left[K_{D\psi}^2\right]}{\left(1-\eta^2 \left[K_{J\psi}\right]^2\right) + 4D^2\eta^2 \left[K_{D\psi}^2\right]}}\right] \cdot 100\% \quad \text{A.84}$$

B FEM- Berechnungen

Tab. B.1: Kenndaten von Biegefedergelenk und Einspannung

Federwerkstoff: X10CrNi18-8 + C1700 (EN10151), Rahmenwerkstoff: EN AW-Al Mg5 H111 (EN573)

Sicherheitsfaktor $v_F = 1,2$; Korrekturfaktor $\xi = (1,375 - 125 \cdot R_m/E) \geq 0$ für $R_m/E > 3 \cdot 10^{-3}$

Abschätzung nach Uniform Material Law [Mat94] , [Gud04]

		Biegefeder			
	Bezeichnung	Zeichen	Einheit	Wert	Bemerkung
Werkstoff	Elastizitätsmodul	E	[N/mm ²]	200000	
	Poissonzahl	μ	[-]	0,30	
	Zugfestigkeit	R_m	[N/mm ²]	1700	
	Dehngrenze	$R_{p0,2}$	[N/mm ²]	1285	
	zul. Zugspannung	σ_{z-zul}	[N/mm ²]	1071	R_e/v_F
	zul. Abscherspannung	τ_{s-zul}	[N/mm ²]	696	$0,65 \cdot \sigma_{z-zul}$
	Biegefließgrenze	σ_{bF}	[N/mm ²]	1799	$1,40 \cdot R_{p0,2}$
	zul. Biegespannung (statisch)	σ_{b-zul}	[N/mm ²]	1071	σ_{z-zul}
	zul. Biegewechselspannung (dyn.)	σ_{bW-zul}	[N/mm ²]	765	$0,45 \cdot R_m$
	zyklischer Verfestigungskoeffizient	K'	[-]	2805	$1,65 \cdot R_m$
	zyklischer Verfestigungsexponent	n'	[-]	0,15	
	Schwingfestigkeitskoeffizient	σ_f'	[-]	2550	$1,50 \cdot R_m$
	Schwingfestigkeitsexponent	b	[-]	-0,087	
Duktilitätskoeffizient	ε_f'	[-]	0,184	$0,59 \cdot \xi$	
Duktilitätsexponent	c	[-]	-0,58		
Geometrie	Federdicke	b	[mm]	0,05/0,08/0,10/0,12	
	Federhöhe	h	[mm]	1,00	
	Federlänge	l	[mm]	0,30	
	Abstand Prisma	p	[mm]	≈55	
		Rahmen (Einspannung)			
Werkstoff	Elastizitätsmodul	E	[N/mm ²]	71000	
	Poissonzahl	μ	[-]	0,33	
	Zugfestigkeit	R_m	[N/mm ²]	265	
	Streckgrenze	R_e	[N/mm ²]	120	
	zul. Zugspannung	σ_{z-zul}	[N/mm ²]	86	R_e/v_F
	zul. Biegespannung (statisch)	σ_{b-zul}	[N/mm ²]	86	σ_{z-zul}

Tab. B.2: Ergebnisse für Biegefedergelenk und Gelenkachse (analytisch)

Federdicke	Drehfederkonstante	Biegemoment		Biegespannung		zul. Biegespannung
b	c_{ψ}	M_b		σ_b		σ_{b-zul}
[mm]	[Nmm/rad]	[Nmm]		[N/mm ²]		[N/mm ²]
-	-	1,5 Grad	2,0 Grad	1,5 Grad	2,0 Grad	-
0,05	13,9	0,18	0,24	433,3	583,3	
0,08	56,9	0,74	1,00	693,3	933,3	
0,10	111,1	1,44	1,94	866,7	1166,7	<1071
0,12	192,0	2,50	3,36	1040,0	1400,0	
	(Achse)	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)

Tab. B.3: Ergebnisse für Federgelenk bei einem maximalen Drehwinkel von 2 Grad (FEM)
(elastisches und plastisches Materialverhalten)

Federgelenkdicke	Drehfeder- konstante	Biegemoment	Biegespannung	Vergleichs- Spannung
b [mm]	c_v [Nmm/rad]	M_b [Nmm]	σ_b [N/mm ²]	σ_v [N/mm ²]
0,05	5,80	0,203	487,3	471,7
0,08	21,30	0,745	698,8	671,2
0,10	38,97	1,364	818,4	773,0
0,12	63,18	2,211	921,3	878,1
	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)	(Gelenk)

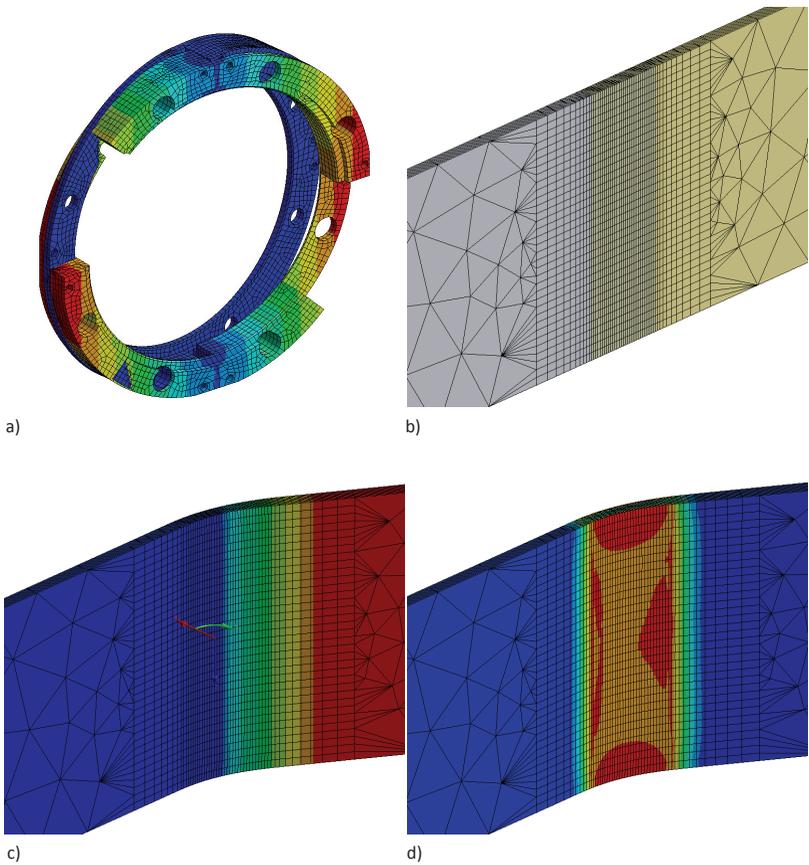


Abb. B.1: Modell Biegefedergelenk (FEM)
a) kardanisches Drehfedergelenk
b) Verformung (Einzelgelenk)

b) Vernetzung (Einzelgelenk)
c) Vergleichsspannung (Einzelgelenk)

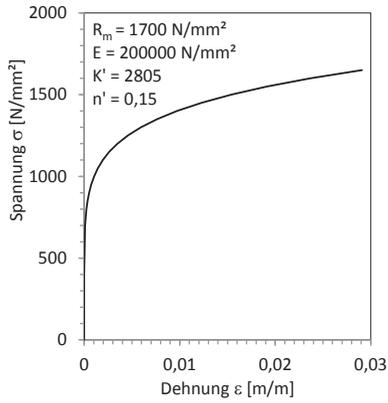
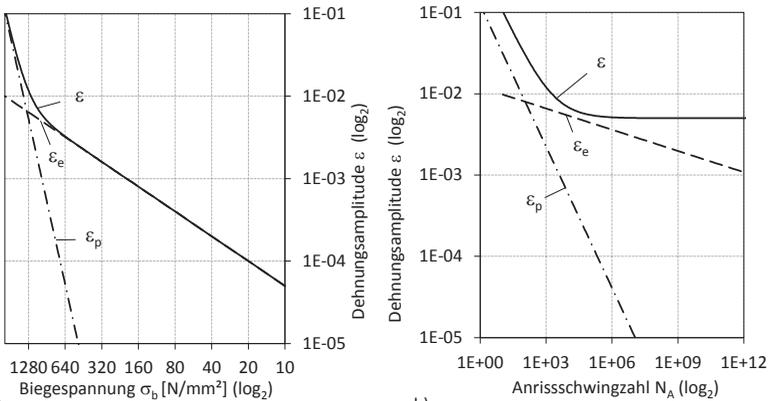
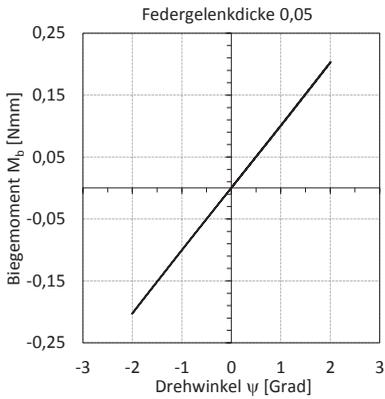


Abb. B.2: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve (Ramberg-Osgood-Beziehung)
zyklische Wertstoffkennwerte nach Uniform Material Law [Gud04] , [Hai05]

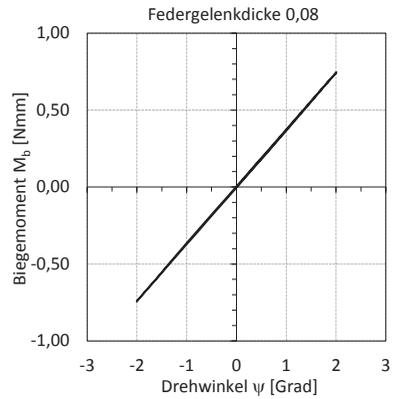


a) **Abb. B.3: Kompatibilitätsbeziehung (Dauerschwingfestigkeit)**
a) Spannungs-Dehnungs-Kurve
[Hai05]

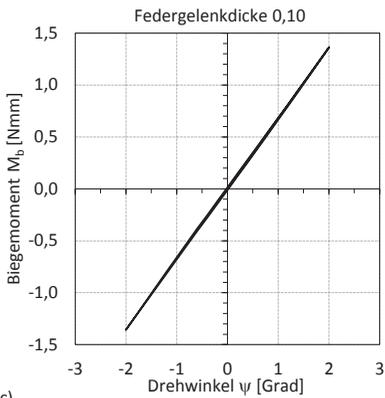
b) synthetische Wöhlerlinie



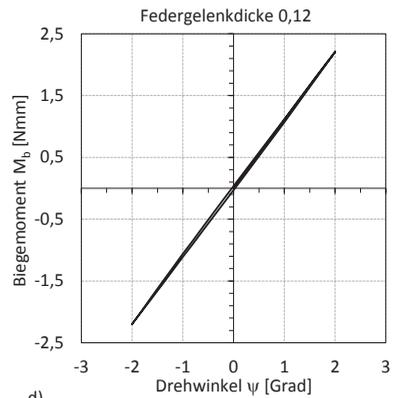
a)



b)



c)



d)

Abb. B.4: Hystereseverhalten des Biegemomentes für Drehwinkel von ± 2 Grad

a) Federgelenkdicke 0,05 mm

b) Federgelenkdicke 0,08 mm

c) Federgelenkdicke 0,10 mm

d) Federgelenkdicke 0,12 mm

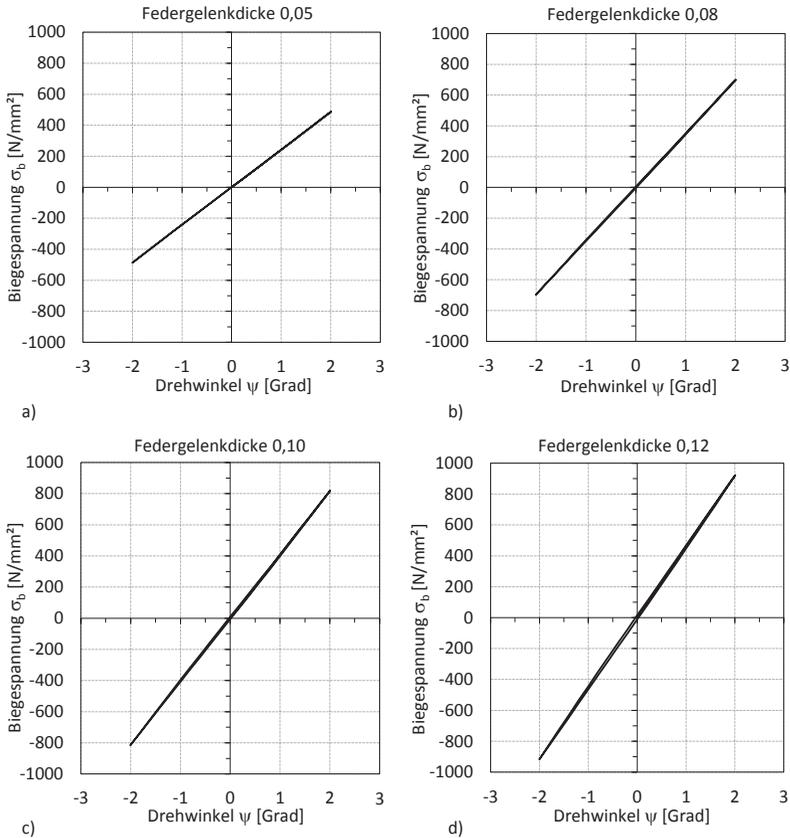


Abb. B.5: Hystereseverhalten der Biegespannung für Drehwinkel von ± 2 Grad
 a) Federgelenkdicke 0,05 mm
 b) Federgelenkdicke 0,08 mm
 c) Federgelenkdicke 0,10 mm
 d) Federgelenkdicke 0,12 mm

Zum Abklären, welcher Stoßbelastung die kardanische Drehfedergelenkanordnung ausgesetzt werden darf, wird anhand einer Federdicke von 0,05 mm eine Simulation nach der Finite Elemente Methode (FEM) für verschiedene Lastfälle (Gebrauchslagen) durchgeführt.

- **Lastfall 1:** Gebrauchslage vertikal (Ziellinie Z senkrecht zum Horizont)
- **Lastfall 2:** Gebrauchslage horizontal (Ziellinie Z parallel zum Horizont)
- **Lastfall 3:** Gebrauchslage 45 Grad (Ziellinie Z unter 45 Grad zum Horizont)

Die sich ergebenden Spannungen für Stoßbelastungen mit einfacher, zweifacher und sechsfacher Erdbeschleunigung sind in den Tabellen B.4 bis B.6 zu finden. Eine Überschreitung der zulässigen Spannung ist farblich hervorgehoben.

Tab. B.4: Stoßbelastung kardanisches Drehfedergelenk (FEM)

Annahmen: Stoßbeschleunigung $1 \cdot g$, Federdicke $b = 0,05$ mm, Masse des Stabilisators $m_s = 0,192$ kg

Last	Größe	Zeichen	Einheit	F_x	F_y	F_z	M_x	M_y	M_z
				(Zug/Druck)	(Schub)	(Schub)	(Torsion)	(Biegung)	(Biegung)
	Fläche	A	[mm ²]	0,050	0,050	0,050	-	-	-
	Widerstandsmoment	W	[mm ³]	-	-	-	0,0008	0,0004	0,0083
1	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,017	1,430	-0,924	0,155	-0,137	0,201
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,3	28,6	18,5	186,0	329,8	24,1
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	476,6					
2	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,002	0,983	-0,002	-0,002	-0,001	-0,067
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,0	18,8	0,0	2,3	1,4	8,1
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	31,9					
3	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,012	1,672	-0,655	0,095	-0,098	0,054
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,2	33,4	13,1	114,3	234,5	6,5
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	324,8					

Tab. B.5: Stoßbelastung kardanisches Drehfedergelenk (FEM)

Annahmen: Stoßbeschleunigung $(1+1) \cdot g$, Federdicke $b = 0,05$ mm, Masse des Stabilisators $m_s = 0,192$ kg

Last	Größe	Zeichen	Einheit	F_x	F_y	F_z	M_x	M_y	M_z
				(Zug/Druck)	(Schub)	(Schub)	(Torsion)	(Biegung)	(Biegung)
	Fläche	A	[mm ²]	0,050	0,050	0,050	-	-	-
	Widerstandsmoment	W	[mm ³]	-	-	-	0,0008	0,0004	0,0083
1	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,035	2,861	-1,849	0,310	-0,275	0,401
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,7	57,2	37,0	372,0	659,6	48,2
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	953,2					
2	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	-0,001	1,869	-0,003	-0,030	0,000	-0,238
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,0	37,4	0,1	36,4	1,2	28,5
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	111,0					
3	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,024	3,344	-1,310	0,198	-0,195	0,116
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,5	66,8	26,2	237,2	467,3	13,9
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	657,7					

Tab. B.6: Stoßbelastung kardanisches Drehfedergelenk (FEM)

Annahmen: Stoßbeschleunigung $(1+2) \cdot g$, Federdicke $b = 0,05$ mm, Masse des Stabilisators $m_s = 0,192$ kg

Last	Größe	Zeichen	Einheit	F_x	F_y	F_z	M_x	M_y	M_z
				(Zug/Druck)	(Schub)	(Schub)	(Torsion)	(Biegung)	(Biegung)
	Fläche	A	[mm ²]	0,050	0,050	0,050	-	-	-
	Widerstandsmoment	W	[mm ³]	-	-	-	0,0008	0,0004	0,0083
1	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,050	4,290	-2,774	0,449	-0,411	0,563
	Spannung	σ	[N/mm ²]	1,0	85,7	55,5	539,8	987,2	67,5
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	1407,1					
2	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	-0,001	2,803	-0,005	-0,042	-0,001	-0,360
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,0	56,0	0,1	49,9	1,8	43,2
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	160,0					
3	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,034	5,015	-1,965	0,284	-0,291	0,141
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,7	100,3	39,3	341,3	699,5	16,9
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	968,3					

Tab. B.7: Stoßbelastung kardanisches Drehfedergelenk (FEM)

Annahmen: Stoßbeschleunigung $(1+5) \cdot g$, Federdicke $b = 0,05$ mm, Masse des Stabilisators $m_s = 0,192$ kg

Last	Größe	Zeichen	Einheit	F_x (Zug/Druck)	F_y (Schub)	F_z (Schub)	M_x (Torsion)	M_y (Biegung)	M_z (Biegung)
	Fläche	A	[mm ²]	0,050	0,050	0,050	-	-	-
	Widerstandsmoment	W	[mm ³]	-	-	-	0,0008	0,0004	0,0083
1	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,098	8,575	-5,547	0,880	-0,822	1,051
	Spannung	σ	[N/mm ²]	2,0	171,4	110,9	1057,3	1972,7	126,1
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	2784,8					
2	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	-0,002	5,605	-0,011	-0,080	-0,002	-0,727
	Spannung	σ	[N/mm ²]	0,0	112,1	0,2	96,5	3,7	87,2
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	315,7					
3	Kraft/Moment	F/M	[N]/[Nm]	0,066	10,025	-3,930	0,555	-0,582	0,219
	Spannung	σ	[N/mm ²]	1,3	200,4	78,6	666,7	1397,9	26,3
	Vergleichsspannung	σ_v	[N/mm ²]	1914,5					

C Tabellen

Tab. C.1: Beleuchtungssituationen [Haf03]

	Leuchtdichte L [cd/m ²]	Nutzungsgrad η (freihändig)	Steigungsmaß m (-)
Tagesehen (photoptisch)	> 10	0,43 - 0,66	0,00
Dämmerungssehen (mesoptisch)	0,1 - 10	≈ 0,30	0,25
Dunkelsehen (skotopisch)	< 0,001	≈ 0,30	0,50

Tab. C.2: Experimentiergerätschaften zur Charakterisierung der Bewegungsunruhe (Tremor)

Equipment	Hersteller	Bezeichnung	Beschreibung/ Details
Zielgeometrie	Zeiss	000000-1532-370	Teststruktur: konzentrische Ringe 350
Kamera	ABS	UK 1155 M	724 x 728 Pixel (5,4 x 5,4 mm ²); 40 fps
Objektiv	Doctor Optics	Tevidon 2/10	Weitwinkelobjektiv
Doppelfernrohr	Zeiss	20x60 T* S	-
Laser	Stocker Yale	Lasiris	< 5 mW; 400-710 nm
Videosoftware	ABS Video Capture	Version 1.01 Build 10	Video (Avi-Datei)
Auswertsoftware	Zeiss	Handzittern	Tab. E.2; Matlab (M-Datei)

Tab. C.3: Experimentiergerätschaften zur Abstimmung der Stabilisatorbaugruppe

Equipment	Hersteller	Bezeichnung	Beschreibung/ Details
Laser	Siemens	LGK 7634	5 mW, He-Ne-Laser ($\lambda = 632$ nm)
Kamera	ABS	UK 1155 M	724 x 728 Pixel (5,4 x 5,4 mm ²); 40 fps
Strahlformung	Linos	Optik	Linsen, Blenden, Spiegel, Strahlteiler
Haltelemente	Linos	Halter	Linsen, Blenden, Spiegel, Strahlteiler
Plattform bewegt	Zeiss	Wippe (1 FG)	Labora Aufbau
Antrieb	-	Tauchspule	Labora Aufbau
Prüfaufnahme	Zeiss	000000-1838-145	Experimentiereinheit
Stabilisator	Zeiss	000000-1743-001	Stabilisatoreinheit und Anbauten
Prisma	Zeiss	000000-1532-283/029	Schmidt-Pechan-Prisma (15x45 BT *)
Videosoftware	ABS Video Capture	Version 1.01 Build 10	Video (Avi-Datei)
Auswertsoftware	Zeiss	Fernrohr	Tab. E.3, Matlab (M-Datei)

Tab. C.4: Experimentiergerätschaften zur Prüfung des synchronen Schwingungsverhaltens
(dynamischen binokularer Gerätefehler)

Equipment	Hersteller	Bezeichnung	Beschreibung/ Details
Laser	Coherent	LGK 7634	5 mW, He-Ne-Laser ($\lambda = 632$ nm)
Kamera	ABS	UK 1155 M	724 x 728 Pixel (5,4 x 5,4 mm ²); 40 fps
Strahlformung	Linos	Optik	Linsen, Blenden, Spiegel, Strahlteiler
Haltelemente	Linos	Halter	Linsen, Blenden, Spiegel, Strahlteiler
Plattform bewegt	Zeiss	Wippe (1 FG)	Labora Aufbau
Antrieb	-	Tauchspule	Labora Aufbau
Prüfaufnahme	Zeiss	Aufnahme DF	Labora Aufbau
Doppelfernrohr	Zeiss	000000-1532-335	Conquest 15x45 BT* S (Duostabilisator)
Videosoftware	ABS Video Capture	Version 1.01 Build 10	Video (Avi-Datei)
Auswertsoftware	Zeiss	Fernrohr	Tab. E.3, Matlab (M-Datei)

D Diagramme

Der erreichbare Stabilisierungsgrad ist abhängig von der eingestellten Dämpfung des schwingungsfähigen Systems. Das Maximum für den Stabilisierungsgrad erhält man bei der Vermessung der kardanisch aufgehängten Stabilisatorbaugruppe ohne einen Leiterwerkstoff, der sich zwischen den Magneten befindet. Die gemessene Stabilisierung beruht rein auf der Massenträgheit des Systems und ist als dicke Kurve (grün) dargestellt. Die Dämpfung durch Luftreibung (proportional zum Quadrat der Geschwindigkeit) wird vernachlässigt.

Federdicke $b = 0,05 \text{ mm}$

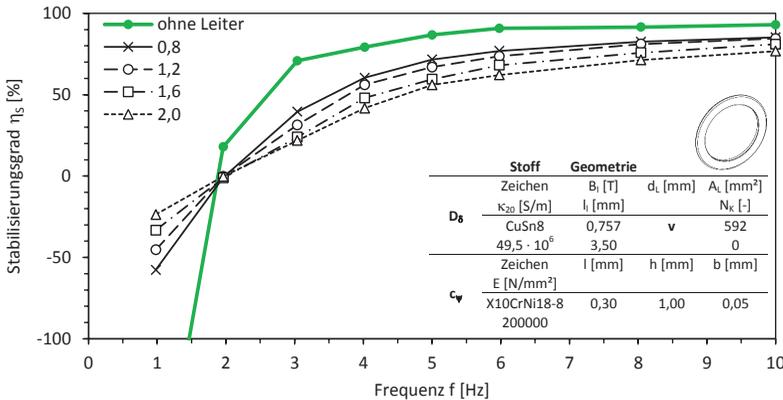


Abb. D.1: Variation der Leiterdicke d_L

D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

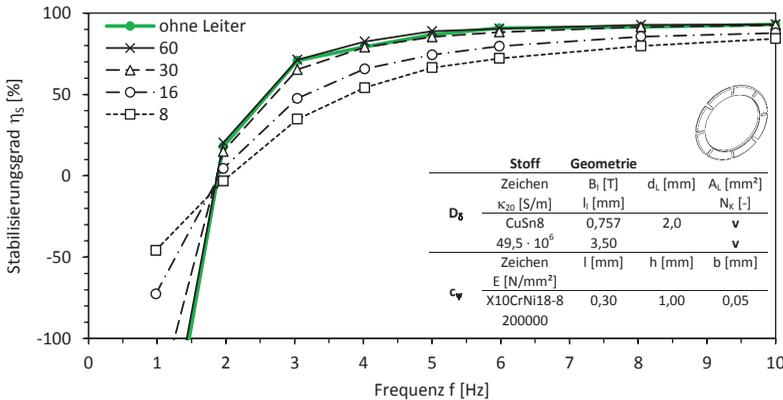


Abb. D.2: Variation der Leiterfläche A_L (N_k)

D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

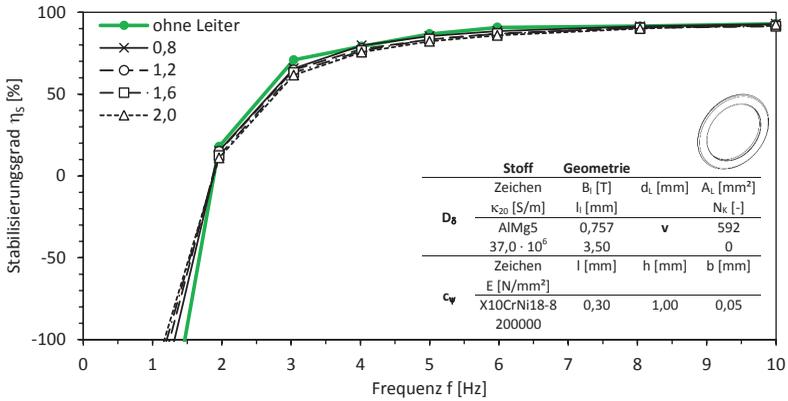


Abb. D.3: Variation der Leiterfläche d_L

D_δ Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, **v variabel**, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Federdicke b = 0,08 mm

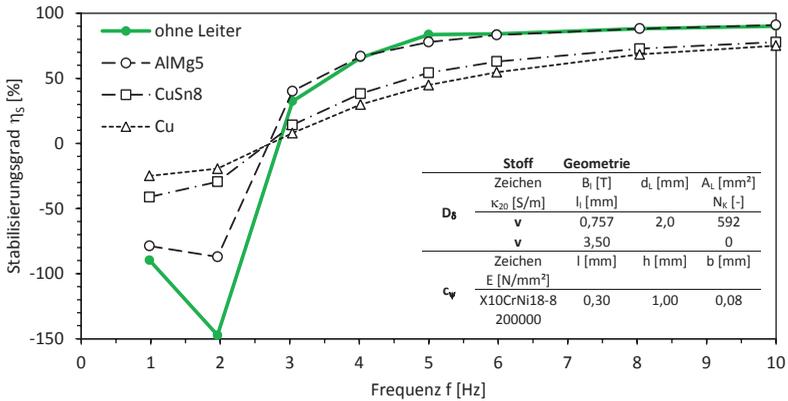
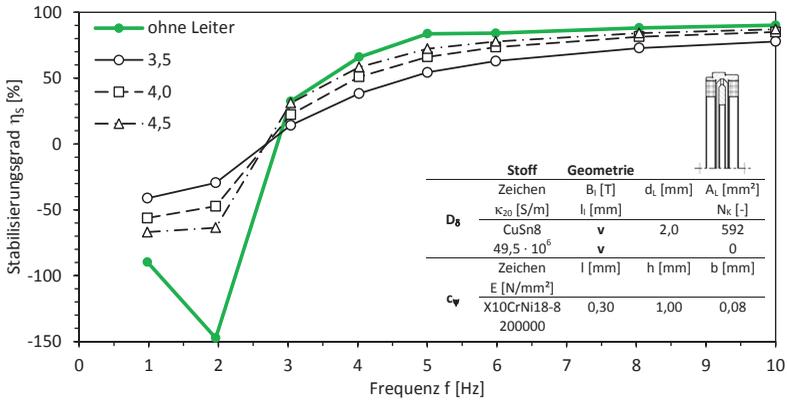
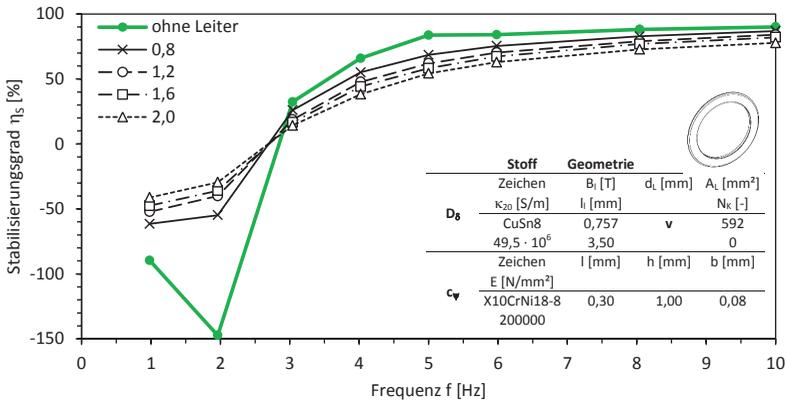


Abb. D.4: Variation des Leiterwerkstoffes (κ₂₀)

D_δ Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, **v variabel**, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Abb. D.5: Variation der magnetischen Flussdichte B_i im Arbeitsluftspalte (l_1)

D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_1 Arbeitsluftspalt, d_c Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Abb. D.6: Variation der Leiterdicke d_c

D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_i magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_1 Arbeitsluftspalt, d_c Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

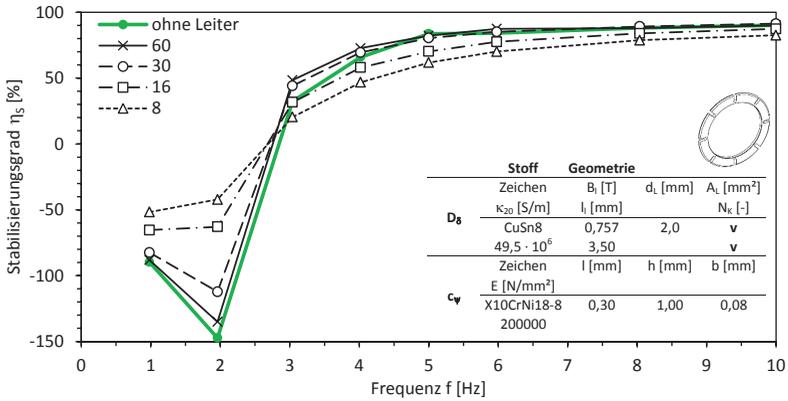


Abb. D.7: Variation der Leiterfläche A_L (N_k)

D_δ Dämpfungskonstante, c_w Drehfederkonstante, **v variabel**, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B₁ magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l₁ Arbeitsluftspalt, d₁ Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

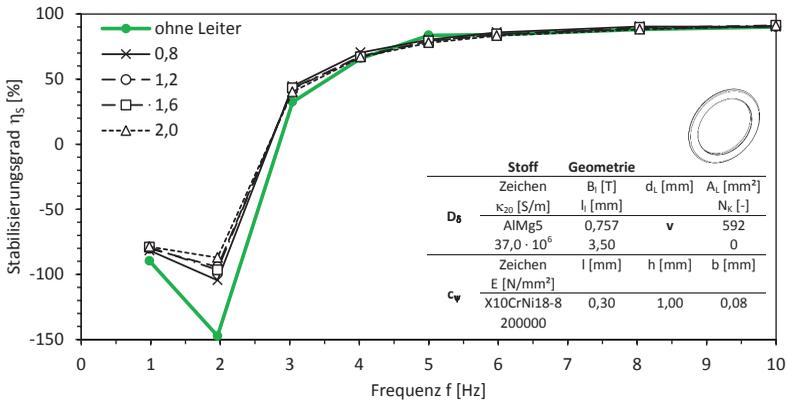


Abb. D.8: Variation der Leiterdicke d₁

D_δ Dämpfungskonstante, c_w Drehfederkonstante, **v variabel**, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B₁ magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l₁ Arbeitsluftspalt, d₁ Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Federdicke $b = 0,10 \text{ mm}$

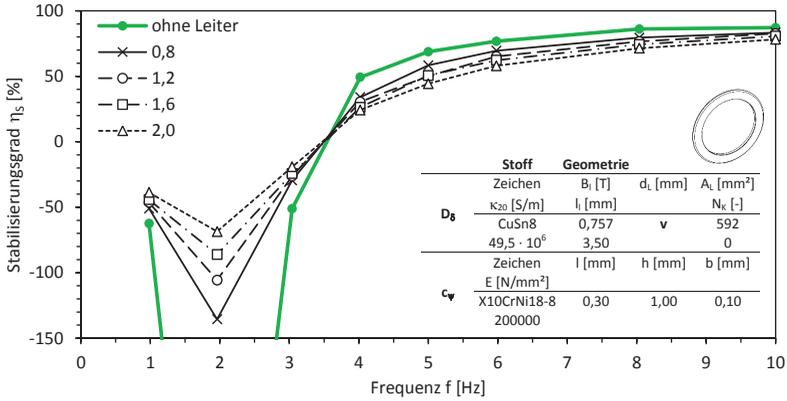


Abb. D.9: Variation der Leiterdicke d_L

D_δ Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, \mathbf{v} variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_1 magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

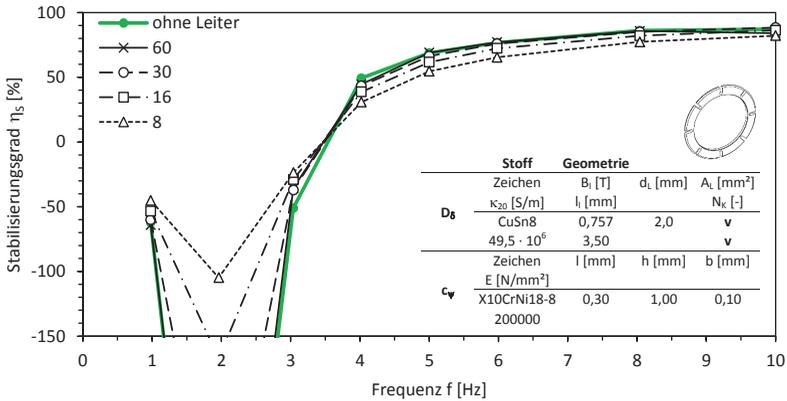
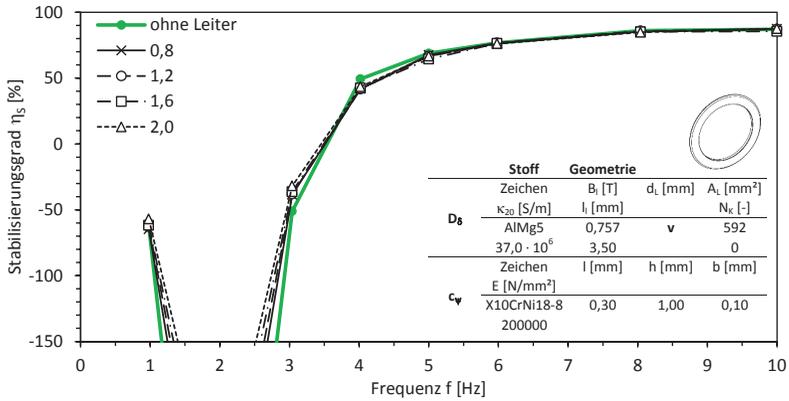


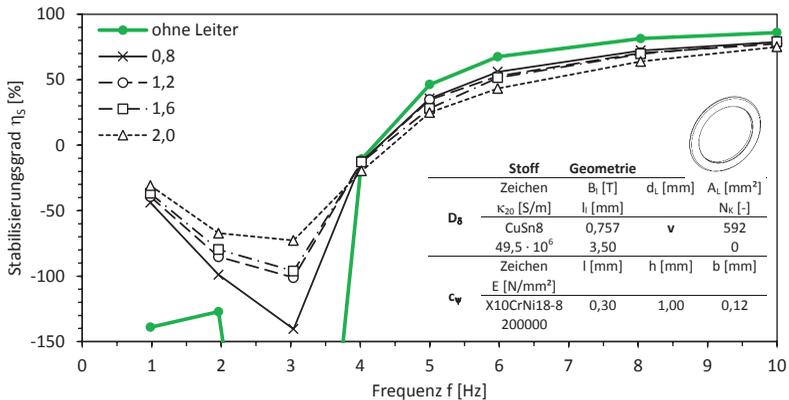
Abb. D.10: Variation der Leiterfläche A_L (N_k)

D_δ Dämpfungskonstante, c_v Drehfederkonstante, \mathbf{v} variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_1 magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Abb. D.11: Variation der Leiterdicke d_l

D_8 Dämpfungskonstante, c_w Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_1 magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_l Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Federdicke $b = 0,12$ mm

Abb. D.12: Variation der Leiterdicke d_l

D_8 Dämpfungskonstante, c_w Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_1 magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_l Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

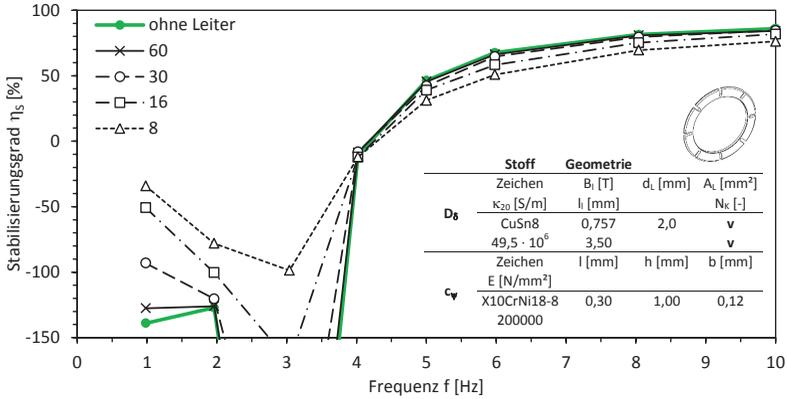


Abb. D.13: Variation der Leiterfläche A_L (N_k)

D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_1 magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

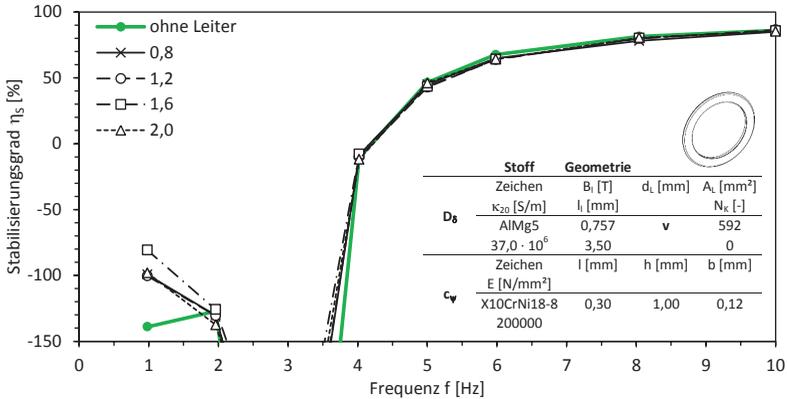


Abb. D.14: Variation der Leiterdicke d_L

D_δ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ_{20} elektrische Leitfähigkeit, B_1 magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l_i Arbeitsluftspalt, d_L Leiterdicke. A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Federdicken im Vergleich

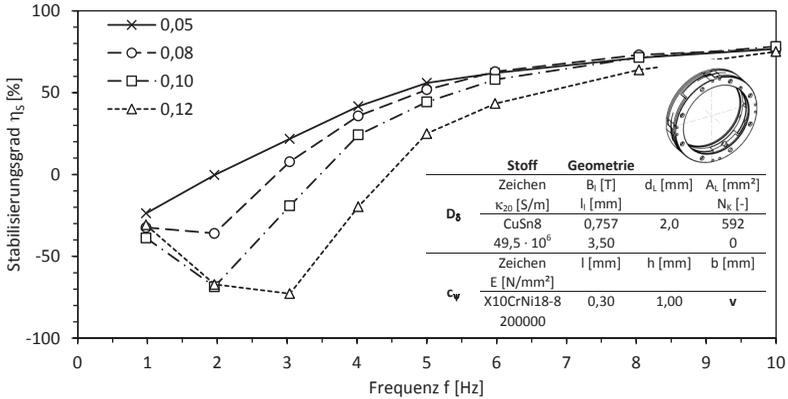


Abb. D.15: Variation der Federdicke b

D₈ Dämpfungskonstante, c_ψ Drehfederkonstante, v variabel, κ₂₀ elektrische Leitfähigkeit, B₁ magnetische Flussdichte im Arbeitsluftspalt, l₁ Arbeitsluftspalt, d₁ Leiterdicke, A_L Leiterfläche, N_k Kerbanzahl, E Elastizitätsmodul, l Federlänge, h Federhöhe, b Federdicke

Verknüpfung von Theorie und Praxis

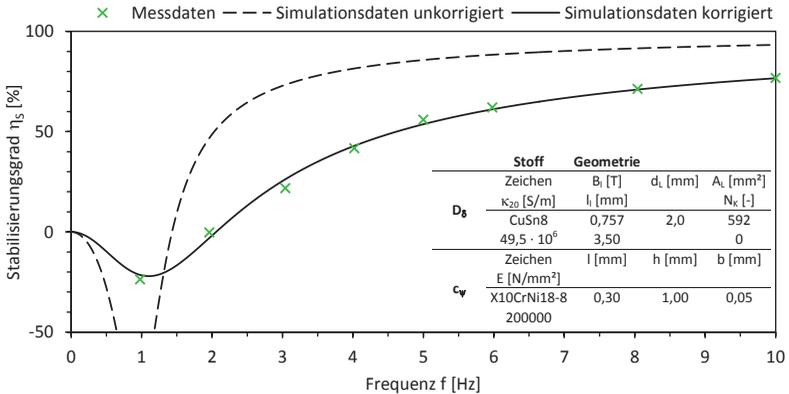


Abb. D.16: Abgleich von Simulationsdaten und Messdaten

Korrekturkoeffizienten: K_{Dψ} = K_D / K_ψ = 1,76410

K_{Jψ} = K_J / K_ψ = 0,48448

Synchronitätstest

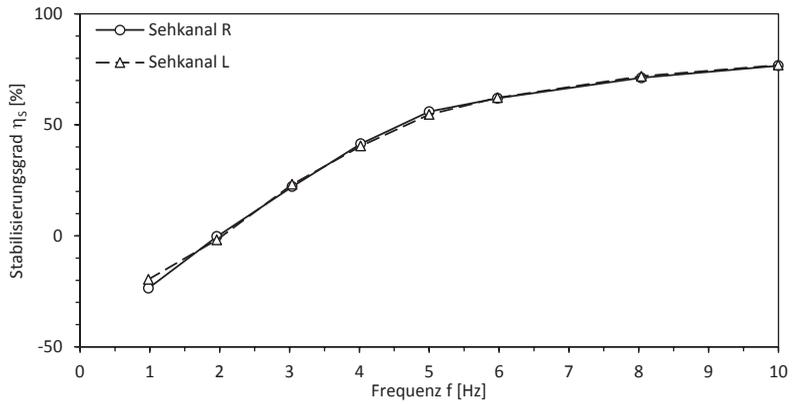


Abb. D.17: Synchronität des Schwingungsverhaltens der Sehkanäle R/L
Funktionsdemonstrator Zeiss Conquest 15x45 BT* S

E Quelltext

Tab. E.1: Eingabemaske zur Simulation des Stabilisierungsgrades bei der Variation von Dämpfung (D_b), Drehfeder (c_w) und Massenträgheit (J_s). Zu Beginn der Simulation erhalten alle Korrekturkoeffizienten den Startwert 1. Eingabewerte sind grün unterlegt, berechnete Werte rot. Excel-Datei

	Bezeichnung	Formelzeichen	Einheit	Wert	SI-Einheit	SI-Wert
Federgelenk	Federwerkstoff	-	-	X10CrNi 18-8 +1700	-	X10CrNi 18-8 +1700
	Elastizitätsmodul	E	N/mm ²	200000	N/m ²	2E+11
	Federdicke	b	mm	0,1	m	0,0001
	Federbreite	h	mm	1	m	0,001
	Federlänge	l	mm	0,3	m	0,0003
	axiales Flächenmoment	I_y	mm ⁴	8,33333E-05	m ⁴	8,33333E-17
	Winkelrichtgröße Einzelgelenk	c_{wG}	Nmm/rad	55,55555556	Nm/rad	0,055555556
Winkelrichtgröße Gelenkachse	c_{wA}	Nmm/rad	111,11111111	Nm/rad	0,111111111	
Wirbelstromdämpfer	Magnetwerkstoff	-	-	NdFeB	-	NdFeB
	Leiterwerkstoff	-	-	Cu	-	Cu
	Ankerwerkstoff	-	-	X46Cr13	-	X46Cr13
	Luftspalt	g	mm	3,5	m	0,0035
	spezifischer elektr. Widerstand	ρ_{20}	$\Omega \text{ mm}^2/\text{m}$	0,0172	$\Omega \text{ m}$	1,72E-08
	spezifischer elektr. Leitwert	κ_{20}	$\text{m}/\Omega \text{ mm}^2$	58,13953488	$1/\Omega \text{ m}$	58139534,88
	magnetische Flussdichte	B	mT	520	T	0,52
	Wirkebellänge	l_w	mm	43	m	0,043
	Fläche Leiter	$A_{\text{Vollmaterial}}$	mm ²	592	m ²	0,000592
	Fläche Kerbe	A_{Kerbe}	mm ²	7,5	m ²	0,0000075
	Anzahl der Kerben	N_K	-	0	-	0
	Fläche Leiter wirksam	A_L	mm ²	592	m ²	0,000592
Dicke Leiter	d_L	mm	2	m	0,002	
Stabilisator	Winkelamplitude Anregung	ψ_a	Grad	0,1	rad	0,0017453
	Masse	m	g	184,639	Kg	0,184639
	Massenträgheitsmoment	J_s	gmm ²	342750	Kgm ²	0,00034275
	Dämpfungskoeffizient	D_b		0,003492334	Kgm ² /s rad	0,003492334
	Abklingkoeffizient	δ	$\text{s}^{-1} \text{ rad}^{-1}$	5,094579169	$\text{s}^{-1} \text{ rad}^{-1}$	5,094579169
	Kreisfrequenz ungedämpft	ω_0	s^{-1}	18,00487098	s^{-1}	18,00487098
	Frequenz ungedämpft	f_0	Hz	2,865564216	Hz	2,865564216
	Dämpfungsgrad	D	-	0,282955605	-	0,282955605
	Verlustfaktor	d	-	0,565911211	-	0,565911211
	Güte	Q	-	1,767061653	-	1,767061653
	Kreisfrequenz gedämpft	ω_d	s^{-1}	17,26906604	s^{-1}	17,26906604
	Frequenz gedämpft	f_d	Hz	2,748457223	Hz	2,748457223
	Resonanzkreisfrequenz	ω_r	s^{-1}	16,50048196	s^{-1}	16,50048196
	Resonanzfrequenz	f_r	Hz	2,626133268	Hz	2,626133268
Korrektur Winkelrichtgröße	K_w	-	1	-	1	
Korrektur Dämpfung	K_D	-	1	-	1	
Korrektur Massenträgheit	K_J	-	1	-	1	

Tab.E.2: Ermittlung des Frequenzspektrums der Bewegungsunruhe (Tremor) durch die Verfolgung einer Bewegungsspur (Schwerpunkt eines Laserleuchtflecks).
 Quellcode aus Matlab

```

% Auswertung des Schwerpunkts beim stabilisierten Fernglas zur Messung des Handzitterns
% Verwendung eines Schwellwertes
%-----
% 28.10.08 - Erste Version
%           Alle Bezugnahmen auf die rechte Bildhälfte (2.
%           Schwerpunkt entfernt)
%           kein Abschnitt des Beschriftungsfeldes
% 27.11.08 - Kalibrierung der fft entsprechend der MatLab-Hilfe
%           Korrektur nz_a zu nz bei der Darstellung der
%           Schwerpunkte bei maximal 31 Bildern

function Auswertung_Handzittern_Fernglas_FSP_1128_01(input_filename, n_start, n_end,
int_level,scale_x)

fprintf(1,'Auswertung der Schwerpunkte in der Einheit [units]. \n\n');

int_level = str2double(int_level);
n_start = str2double(n_start);
n_end = str2double(n_end);
scale_x = str2double(scale_x);
dz_im = 100; % Anzahl der Bilder, die auf einmal eingelesen und bearbeitet werden
% scale_x = 1; % µm pro Pixel
fprintf(1,'Skalierungsfaktor %10.5f \n', scale_x);

scrsz = get(0,'ScreenSize');
% set(0,'DefaultPosition',scrsz);

cen_data_inf = aviinfo(input_filename);
% Setzen von n_end auf das letzte Bild im Video
if n_end > cen_data_inf.NumFrames;
    n_end = cen_data_inf.NumFrames;
end

if n_end <= n_start
    fprintf(1,'n_end ist größer als die Anzahl der Bilder im avi-file -> Abbruch! \r');
    return
end

nz = n_end-n_start+1; % Anzahl aller Bilder

% Einlesen zur Bestimmung der Bildgroesse
cen_data = aviread(input_filename,1:1);
[npz_c, npx_c] = size(cen_data(1,1).cdata);
last_row = npz_c - 0; % Parameter zum Ausblenden des Schriftfeldes

%
nz_vec = n_start:dz_im:n_end; % Vektor, um jeweils dzim Bilder einzulesen
if nz_vec(end) < n_end % Anpassung des letzten Elementes auf n_end, wenn die n_start-n_end
nicht durch 100 teilbar ist
    nz_vec = [nz_vec n_end];
end
l_nz_vec = length(nz_vec); % Anzahl der Teilintervalle + 1

cen_x1 = zeros(1,nz);
cen_y1 = zeros(1,nz);

for iz = 1 : l_nz_vec-1
    n_s = nz_vec(iz); % Index des Startbildes für die aktuelle Runde des Einlesens
    n_e = nz_vec(iz+1)-1; % Index des Endbildes für die aktuelle Runde des Einlesens
    if iz == l_nz_vec-1 % Einschließen des letzten Bildes
        n_e = nz_vec(end);
    end
    l_image = (zeros(last_row, npx_c, n_e-n_s+1,'uint8')); % Speicherzuweisung
    fprintf(1,'%i %i \r',[n_s n_e]);
    cen_data = aviread(input_filename,n_s:n_e);
    % Umwandlung in Matrix
    for iz3 = 1:n_e-n_s+1
        l_image(:, :, iz3) = cen_data(iz3).cdata(1:last_row,1:npx_c);
    end
    l_image = uint8(l_image);

```

```

% Grenzwertoperation
[ny, npx, nz_a] = size(l_image);
l1_image = zeros(ny, npx, nz_a, 'uint8');
l1_image(:) = im2bw(l_image(:), int_level);

% Berechnung der Schwerpunkte
vec_x = 1:npx;
vec_y = 1:ny;
cen_x1_h = zeros(1, nz_a);
cen_y1_h = zeros(1, nz_a);
for iz1 = 1:nz_a
    m_image = sum(sum(l1_image(:, :, iz1)));
    b1 = sum(l1_image(:, :, iz1), 1);
    b2 = sum(l1_image(:, :, iz1), 2);
    cen_x1_h(iz1) = sum(vec_x .* b1) ./ m_image;
    cen_y1_h(iz1) = sum(vec_y .* b2) ./ m_image;
end
cen_x1 ((iz-1)*dz_im + 1 : (iz-1)*dz_im + nz_a) = cen_x1_h;
cen_y1 ((iz-1)*dz_im + 1 : (iz-1)*dz_im + nz_a) = cen_y1_h;

% Darstellung der Schwerpunkte
if nz <= 31
    for iz2= 1:nz_a
        figure;
        subplot(1,2,1);
        imagesc(l_image(:, :, iz2));
        axis image;
        colormap(gray(256));
        title('Bild');
        subplot(1,2,2);
        imagesc(l1_image(:, :, iz2));
        colormap(gray(256));
        axis image;
%         colorbar;
        hold(imgca, 'on')
        plot(imgca, cen_x1_h(iz2), cen_y1_h(iz2), 'r*')
        hold(imgca, 'off')
        title('Schwerpunkt');
    end
end
end

cen_x1 = cen_x1 * scale_x;
cen_y1 = cen_y1 * scale_x;

delta_t = 1/cen_data_inf.FramesPerSecond;
fs = cen_data_inf.FramesPerSecond; % Sampling frequency

x_axis_values = ((n_start:n_end)-1)*delta_t;

output_filename = input_filename(1:end-4);
h1 = figure;
% set(gcf, 'Position', 'scrsz');
plot(x_axis_values, cen_x1, 'b-x');
title('cen_x1', 'Interpreter', 'none');
h = legend('cen_x1');
set(h, 'Interpreter', 'none');
xlabel('time [s]');
ylabel('Position [units]');
grid on;
output_filename_1 = strcat(output_filename, '_cen_x1.emf');
saveas(h1, output_filename_1, 'emf');

h1 = figure;
% set(gcf, 'Position', 'scrsz');
plot(x_axis_values, cen_y1, 'r-x');
title('cen_y1', 'Interpreter', 'none');
h = legend('cen_y1');
set(h, 'Interpreter', 'none');
xlabel('time [s]');
ylabel('Position [units]');
grid on;
output_filename_1 = strcat(output_filename, '_cen_y1.emf');
saveas(h1, output_filename_1, 'emf');

mean2_cen_x1 = mean2(cen_x1);

```

```
mean2_cen_y1 = mean2(cen_y1);
cen_x1 = cen_x1 - mean2_cen_x1; % Bezug auf den Mittelwert
cen_y1 = cen_y1 - mean2_cen_y1; % Bezug auf den Mittelwert

% Aus MatLab-Hilfe, siehe auch TestFrequenzAmplitude
NFFT = 2^nextpow2(nz); % Next power of 2 from length of nz
fft_cen_x1= fft(cen_x1,NFFT)/nz;
fft_cen_y1= fft(cen_y1,NFFT)/nz;

f = fs/2*linspace(0,1,NFFT/2);

fs_cen_x1 = 2 * abs(fft_cen_x1(1:NFFT/2)); % Frequenzspektrum in x-Richtung
fs_cen_y1 = 2 * abs(fft_cen_y1(1:NFFT/2)); % Frequenzspektrum in y-Richtung

fs_cen_x1(1) = fs_cen_x1(1)/2; % Korrektur des Gleichanteils
fs_cen_y1(1) = fs_cen_y1(1)/2; % Korrektur des Gleichanteils

h1 = figure;
plot(f,fs_cen_x1,'b')
grid on
title('Frequenzspektrum cen_x1','Interpreter','none');
xlabel('Frequenz [Hz]')
ylabel('Amplitude [units]')
output_filename_1 = strcat(output_filename, '_freq_x1.emf');
saveas(h1,output_filename_1,'emf');

h2 = figure;
plot(f,fs_cen_y1,'r')
grid on
title('Frequenzspektrum cen_y1','Interpreter','none');
xlabel('Frequenz [Hz]')
ylabel('Amplitude [units]')
output_filename_1 = strcat(output_filename, '_freq_y1.emf');
saveas(h2,output_filename_1,'emf');

% [max_val_cen_x1, max_pos_cen_x1] = max(fs_cen_x1);
% [max_val_cen_y1, max_pos_cen_y1] = max(fs_cen_y1);
% max_pos_cen_x1 = max_pos_cen_x1 - 1;
% max_pos_cen_y1 = max_pos_cen_y1 - 1;
%
% max_freq_cen_x1 = max_pos_cen_x1 * (1/((n_end-n_start)*delta_t));
% max_freq_cen_y1 = max_pos_cen_y1 * (1/((n_end-n_start)*delta_t));
% fprintf(1,'Alt \n f in x-Richtung %5.3g Hz      f in y-Richtung %5.3g Hz \n',
max_freq_cen_x1, max_freq_cen_y1);

[max_val_cen_x1, max_pos_cen_x1] = max(fs_cen_x1);
[max_val_cen_y1, max_pos_cen_y1] = max(fs_cen_y1);

max_freq_cen_x1 = f(max_pos_cen_x1); % max_pos_cen_x1 * (1/((n_end-n_start)*delta_t));
max_freq_cen_y1 = f(max_pos_cen_y1); % * (1/((n_end-n_start)*delta_t));

fprintf(1,'f in x-Richtung %5.3g Hz      f in y-Richtung %5.3g Hz \n', max_freq_cen_x1,
max_freq_cen_y1);

position = zeros(2,length(cen_x1));
position(1,:) = cen_x1;
position(2,:) = cen_y1;
h1 = figure;
plot(position(1,:),position(2,:),'k');
title('Position');
axis equal;
xlabel('x-Position [units]');
ylabel('y-Position [units]');
grid on
output_filename_1 = strcat(output_filename, '_position.emf');
saveas(h1,output_filename_1,'emf');

distance = sqrt(position(1,:).^2 + position(2,:).^2);
h1 = figure;
plot(x_axis_values,distance,'g-x');
title('Distance');
xlabel('time [s]');
ylabel('Position [units]');
grid on
output_filename_1 = strcat(output_filename, '_distance.emf');
saveas(h1,output_filename_1,'emf');
```

```

%
% fft_distance = fft(distance);
% afft_distance = abs(fft_distance);

% % Aus MatLab-Hilfe, siehe auch TestFrequenzAmplitude
NFFT = 2^nextpow2(nz); % Next power of 2 from length of nz
fft_dist= fft(distance,NFFT)/nz;

f = fs/2*linspace(0,1,NFFT/2);

fs_dist = 2 * abs(fft_dist(1:NFFT/2)); % Frequenzspektrum der Distance

fs_dist(1) = fs_dist(1)/2; % Korrektur des Gleichanteils

hl = figure;
plot(f,fs_dist,'g');
title('Frequenzspektrum Distance','Interpreter','none');
xlabel('Frequency [Hz]');
ylabel('Distance [units]');
grid on;
output_filename_1 = strcat(output_filename, '_freq_distance.emf');
saveas(hl,output_filename_1,'emf');

[max_val_distance, max_pos_distance] = max(fs_dist);
% max_pos_distance = max_pos_distance - 1; Wird nicht gebraucht, weil ich
% erst ab der zweiten Frequenz auswerte
% max_freq_distance = max_pos_distance * (1/((n_end-n_start)*delta_t));
max_freq_distance = f(max_pos_distance);

fprintf(1,'f im Abstand %5.3g Hz \n', max_freq_distance);

output_filename = input_filename(1:end-4);
output_filename = strcat(output_filename,'.xls');
if exist(output_filename,'file') == 2
    delete(output_filename);
end

write_data = {input_filename, ' ', ' ';...
    'f in x-Richtung','f in y-Richtung', 'f im Abstand';...
    '[Hz]','[Hz]','[Hz]';
    max_freq_cen_xl, max_freq_cen_yl,max_freq_distance;...
    ' ','Mittelwert_cen_xl','Mittelwert_cen_yl';...
    ' ', mean2_cen_xl , mean2_cen_yl;...
    'Bild-Nr.','cen_xl','cen_yl';...
    ' ','[units]','[units]'};
xlswrite(output_filename,write_data);
write_data = [transpose(n_start:n_end),transpose(position)];
xlswrite(output_filename, write_data,'Tabelle1','A9');
write_data = {'F','Amp x','Amp y', 'Amp Dist';...
    '[Hz]', '[units]','[units]','[units]'};
xlswrite(output_filename, write_data,'Tabelle1','D7');
write_data = [transpose(f), transpose(fs_cen_xl), transpose(fs_cen_yl), transpose(fs_dist)];
xlswrite(output_filename,write_data,'Tabelle1','D9');

disp('Finished with computations. Please press key in last figure window!');
% pause ();
h = uicontrol('Style','togglebutton','String','Beenden');
waitfor(h,'value');
close all hidden;

end

```

Tab. E.3: Simultane Aufzeichnung der Bewegungsspuren von zwei Leuchtflecken (Schwerpunkte) zur Bestimmung des Stabilisierungsgrades, wobei nur ein Strahlenbündel eine Stabilisierung erfährt. Das zweite Strahlenbündel dient als Referenz und kennzeichnet eine unstabilierte Schwingung.
 Quellcode aus Matlab

```

% Auswertung Schwerpunkte Fernglas - Verwendung eines Schwellwertes
function Schwerpunkte_Fernglas_FSP_0827_01(input_filename, n_start, n_end, int_level)

int_level = str2double(int_level);
n_start = str2double(n_start);
n_end = str2double(n_end);
dz_im = 100; % Anzahl der Bilder, die auf einmal eingelesen und bearbeitet werden
scale_x = 5.2; % µm pro Pixel

scrsz = get(0,'ScreenSize');
% set(0,'DefaultPosition',scrsz);

cen_data_inf = aviinfo(input_filename);
% Setzen von n_end auf das letzte Bild im Video
if n_end > cen_data_inf.NumFrames
    n_end = cen_data_inf.NumFrames;
end

nz = n_end-n_start+1; % Anzahl aller Bilder

% Einlesen zur Bestimmung der Bildgroesse
cen_data = aviread(input_filename,1:1);
[npv_c, npx_c] = size(cen_data(1,1).cdata);
last_row = npv_c - 25; % Parameter zum Ausblenden des Schriftfeldes

%
nz_vec = n_start:dz_im:n_end; % Vektor, um jeweils 100 Bilder einzulesen
if nz_vec(end) < n_end % Anpassung des letzten Elementes auf n_end, wenn die n_start-n_end
nicht durch 100 teilbar ist
    nz_vec = [nz_vec n_end];
end
l_nz_vec = length(nz_vec); % Anzahl der Teilintervalle

cen_x1 = zeros(1,nz);
cen_y1 = zeros(1,nz);
cen_x2 = zeros(1,nz);
cen_y2 = zeros(1,nz);

for iz = 1 : l_nz_vec-1
    n_s = nz_vec(iz); % Index des Startbildes für die aktuelle Runde des Einlesens
    n_e = nz_vec(iz+1)-1; % Index des Endbildes für die aktuelle Runde des Einlesens
    if iz == l_nz_vec-1 % Einschließen des letzten Bildes
        n_e = nz_vec(end);
    end
    l_image = (zeros(last_row, floor(npx_c/2), n_e-n_s+1,'uint8')); % Speicherzuweisung
    r_image = (zeros(last_row, floor(npx_c/2), n_e-n_s+1,'uint8')); % Speicherzuweisung
    fprintf(1,'%i %i \n\r',[n_s n_e]);
    cen_data = aviread(input_filename,n_s:n_e);
    % Umwandlung in Matrix
    for iz3 = 1:n_e-n_s+1
        l_image(:,iz3) = cen_data(iz3).cdata(1:last_row,1:floor(npx_c/2));
        r_image(:,iz3) = cen_data(iz3).cdata(1:last_row,floor(npx_c/2)+1:npx_c);
    end
    l_image = uint8(l_image);
    r_image = uint8(r_image);

    % Grenzwertoperation
    [npv,npx,nz_a] = size(l_image);
    ll_image = zeros(npv,npx,nz_a,'uint8');
    rl_image = zeros(npv,npx,nz_a,'uint8');
    ll_image(:) = im2bw(l_image(:), int_level);
    rl_image(:) = im2bw(r_image(:), int_level);

    % Berechnung der Schwerpunkte
    vec_x = 1:npx;
    vec_y = 1:npv;
    cen_x1_h = zeros(1,nz_a);
    cen_x2_h = zeros(1,nz_a);
    cen_y1_h = zeros(1,nz_a);

```

```

cen_y2_h = zeros(1,nz_a);
for iz1 = 1:nz_a
    m_image = sum(sum(l1_image(:,:,iz1)));
    b1 = sum(l1_image(:,1,iz1),1);
    b2 = sum(l1_image(:,2,iz1),2);
    cen_x1_h(iz1) = sum(vec_x .* b1) ./ m_image;
    cen_y1_h(iz1) = sum(vec_y .* b2') ./ m_image;
    m_image = sum(sum(r1_image(:,:,iz1)));
    b1 = sum(r1_image(:,1,iz1),1);
    b2 = sum(r1_image(:,2,iz1),2);
    cen_x2_h(iz1) = sum(vec_x .* b1) ./ m_image;
    cen_y2_h(iz1) = sum(vec_y .* b2') ./ m_image;
end
cen_x1 ((iz-1)*dz_im + 1 : (iz-1)*dz_im + nz_a) = cen_x1_h;
cen_y1 ((iz-1)*dz_im + 1 : (iz-1)*dz_im + nz_a) = cen_y1_h;
cen_x2 ((iz-1)*dz_im + 1 : (iz-1)*dz_im + nz_a) = cen_x2_h;
cen_y2 ((iz-1)*dz_im + 1 : (iz-1)*dz_im + nz_a) = cen_y2_h;

% Darstellung der Schwerpunkte
if nz_a <= 11
    for iz2= 1:nz_a
        figure;
        imagesc(l1_image(:,:,iz2));
        colormap(gray(256));
        axis image;
        colorbar;
        hold(imgca,'on')
        plot(imgca,cen_x(iz2), cen_y(iz2), 'r*')
        hold(imgca,'off')
        figure;
        imagesc(r1_image(:,:,iz2));
        colormap(gray(256));
        axis image;
        colorbar;
        hold(imgca,'on')
        plot(imgca,cen_x(iz2), cen_y(iz2), 'r*')
        hold(imgca,'off')
    end
end

% figure
% plot(cen_x1,'-x');
% title('cen_x1','Interpreter','none');
% figure
% plot(cen_y1,'-x');
% title('cen_y1','Interpreter','none');

delta_t = 1/cen_data_inf.FramesPerSecond;
x_axis_values = ((n_start:n_end)-1)*delta_t;

figure;
set(gcf,'Position',scrsz);
plot(x_axis_values,cen_x1,'b-x');
hold on
plot(x_axis_values,cen_x2,'r-x');
title('cen_x1 cen_x2','Interpreter','none');
h = legend('cen_x1', 'cen_x2');
set(h,'Interpreter','none');
xlabel('time [s]');

figure;
set(gcf,'Position',scrsz);
plot(x_axis_values,cen_y1,'b-x');
hold on
plot(x_axis_values, cen_y2,'r-x');
title('cen_y1 cen_y2','Interpreter','none');
h = legend('cen_y1', 'cen_y2');
set(h,'Interpreter','none');
xlabel('time [s]');

results = [];
[amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset] = fit_curve_sin(cen_x1,'cen_x1');
results = [results, amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset];

[amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset] = fit_curve_sin(cen_y1,'cen_y1');

```

```

results = [results, amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset];

[amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset] = fit_curve_sin(cen_x2,'cen_x2');
offset = offset + floor(npix_c/2);
results = [results, amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset];

[amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset] = fit_curve_sin(cen_y2,'cen_y2');
results = [results, amplitude, frequenz, phasenverschiebung, offset];

% results(2:4:14) = results(2:4:14)/(2*pi)*(1/delta_t);
% % results(3:4:15) = (results(3:4:15) ./ (2*pi*results(2:4:14))) - delta_t + (n_start-
1)*delta_t;
% results(3:4:15) = ((results(3:4:15)-1) ./ (2*pi*results(2:4:14))) + (n_start-1)*delta_t;
% results(1:4:13) = results(1:4:13) * scale_x;
% results(4:4:16) = results(4:4:16) * scale_x;

results1(2:4:14) = results(2:4:14)/(2*pi*delta_t);
results1(3:4:15) = mod((results(3:4:15) - results(2:4:14))./results(2:4:14) * delta_t +
(n_start-1)*delta_t,1./results1(2:4:14));
results1(1:4:13) = results(1:4:13) * scale_x;
results1(4:4:16) = results(4:4:16) * scale_x;

output_filename = input_filename(1:end-3);
output_filename = strcat(output_filename,'txt');
fid = fopen(output_filename,'wt');
fprintf(fid,'\t\tLeft X \t \t \t \t Left Y \t \t \t \t Right X \t \t \t \t Right Y \r');
% fprintf(fid,'\r');
fprintf(fid,'n_start \tn_ende \tAmplitude \tFrequenz \tPhase \tOffset \tAmplitude \tFrequenz
\tPhase \tOffset \tAmplitude \tFrequenz \tPhase \tOffset \tAmplitude \tFrequenz \tPhase
\tOffset \r');
fprintf(fid,'\t\t [\u00b5m] \tHz \t [s] \t [\u00b5m] \t [\u00b5m] \tHz \t [s] \t [\u00b5m] \t [\u00b5m] \tHz \t [s] \t
[\u00b5m] \t [\u00b5m] \tHz \t [s] \t [\u00b5m]\r');
fprintf(fid,'%10i \t%10i \t%10.5f \r',[n_start
n_end results1]);
% fprintf(fid,'\r');
fclose(fid);

output_field = zeros(nz,8);
cen_x2 = cen_x2+ceil(npix_c/2);
% cen_y2 = cen_y2+ceil(npix_y/2);
diff_vec = (cen_x2-cen_x1)+i*(cen_y2-cen_y1);

output_field(:,1) = cen_x1;
output_field(:,2) = cen_y1;
output_field(:,3) = cen_x2;
output_field(:,4) = cen_y2;
output_field(:,5) = real(diff_vec);
output_field(:,6) = imag(diff_vec);
output_field(:,7) = abs(diff_vec);
output_field(:,8) = angle(diff_vec);

output_field(:,1:7) = output_field(:,1:7) * scale_x;
output_field(:,8) = output_field(:,8) * 180 / pi;

output_filename = input_filename(1:end-4);
output_filename = strcat(output_filename,'_values.txt');
fid = fopen(output_filename,'wt');
fprintf(fid,'cen_x1\t cen_y1\t cen_x2\t cen_y2\t diff_x\t diff_y\t abs(diff)\t angle(diff)
\r');
fprintf(fid,'[\u00b5m] \t[\u00b5m] \t[\u00b5m] \t[\u00b5m] \t[\u00b5m] \t[\u00b5m] \t[\u00b5m] \t [Degree] \r');
for iz = 1:nz
    fprintf(fid,'%10.5f\t %10.5f\t %10.5f\t %10.5f\t %10.5f\t %10.5f\t %10.5f\t %10.5f\t
\r',output_field(iz,:));
end
fclose(fid);

n_points = min(300,nz); % Festlegung der Anzahl der darzustellenden Punkte: entweder nz oder
maximal 300
% n_points = 1195; % f\u00fcr Versuchszwecke
% Darstellung Ergebnisse cen_x1
fig_h = figure;
set(gcf,'Position',scrsz);
plot(x_axis_values(1:n_points),cen_x1(1:n_points)*scale_x,'b-x')
% plot(cen_x1(1:n_points)*scale_x,'b-x')
hold on
plot(x_axis_values(1:n_points),fit_sin_02(results1(1:4),x_axis_values(1:n_points)),'r-');

```

```

% plot(fit_sin_02(results1(1:4),x_axis_values(1:n_points)),'r-+');
grid on;
xlabel('time [s]');
ylabel('pos [um]');
output_filename = input_filename(1:end-4);
output_filename = strcat(output_filename,'_cen_x1.emf');
title(output_filename,'Interpreter','none');
saveas(fig_h,output_filename,'emf');

fig_h = figure;
set(gcf,'Position',scrsz);
plot(x_axis_values(1:n_points),cen_y1(1:n_points)*scale_x,'b-x')
hold on
plot(x_axis_values(1:n_points),fit_sin_02(results1(5:8),x_axis_values(1:n_points)),'r-+');
grid on;
xlabel('time [s]');
ylabel('pos [um]');
output_filename = input_filename(1:end-4);
output_filename = strcat(output_filename,'_cen_y1.emf');
title(output_filename,'Interpreter','none');
saveas(fig_h,output_filename,'emf');
fig_h = figure;
set(gcf,'Position',scrsz);
plot(x_axis_values(1:n_points),cen_x2(1:n_points)*scale_x,'b-x')
hold on
plot(x_axis_values(1:n_points),fit_sin_02(results1(9:12),x_axis_values(1:n_points)),'r-+');
grid on;
xlabel('time [s]');
ylabel('pos [um]');
output_filename = input_filename(1:end-4);
output_filename = strcat(output_filename,'_cen_x2.emf');
title(output_filename,'Interpreter','none');
saveas(fig_h,output_filename,'emf');
fig_h = figure;
set(gcf,'Position',scrsz);
plot(x_axis_values(1:n_points),cen_y2(1:n_points)*scale_x,'b-x')
hold on
plot(x_axis_values(1:n_points),fit_sin_02(results1(13:16),x_axis_values(1:n_points)),'r-+');
grid on;
xlabel('time [s]');
ylabel('pos [um]');
output_filename = input_filename(1:end-4);
output_filename = strcat(output_filename,'_cen_y2.emf');
title(output_filename,'Interpreter','none');
saveas(fig_h,output_filename,'emf');

fig_h = figure;
set(gcf,'Position',scrsz);
plot(cen_x1*scale_x, cen_y1*scale_x,'bx');
hold on
plot(cen_x2*scale_x, cen_y2*scale_x,'r+');
xlim([1 npx_c]*scale_x);
ylim([1 npy_c]*scale_x);
axis ij;
axis equal;
grid on;
xlabel('pos [um]');
ylabel('pos [um]');
output_filename = input_filename(1:end-4);
output_filename = strcat(output_filename,'_centroids.emf');
title(output_filename,'Interpreter','none');
saveas(fig_h, output_filename, 'emf');

disp('Finished with computations. Please press key in last figure window!');
% pause ();
h = uicontrol('Style','togglebutton','String','Beenden');
waitfor(h,'value');
close all hidden;

end

```

Tab. E.4: Ein Abgleich theoretischer Größen mit experimentell ermittelten Größen ist durch Einführen von Korrekturkoeffizienten möglich. Die Bestimmung der Koeffizienten erfolgt am Beispiel der in Abb. D.16 gegebenen Werte.
 Quellcode aus Matlab

```
function k=Stabilisierungsgrad

% Leitfähigkeit
kappa=49.5E6;
% magnetische Flußdichte
B=0.757;
% Wirkhebel
l_W=43E-3;
% Leiterfläche
A_l=592E-6;
% § Kerbfläche
% A_k=7.5E-6;
% Leiterdicke
d_L=2.0E-3;
% Anregungswinkel
psi_a=0.95993E-3;
% Elastizitätsmodul
E=2E11;
% Federdicke
b=0.05E-3;
% Federhöhe
h=1E-3;
% Federlänge
l=0.3E-3;
% Massenträgheitsmoment
J=342750E-9;

c_psi=E.*b.^3.*h/6./l;
omega_0=sqrt(c_psi/J);
Dd=kappa.*B.^2.*l_W.*psi_a.*A_l.*d_L;
delta=Dd/2/J;
D=delta/omega_0;

f_a_exp=[0.980392157 1.960784314 3.039215686 4.019607843 5 5.980392157 8.039215686 10];
eta_s_exp=[-23.70504945 -0.287481557 21.82652302 41.68418964 55.95210323 62.07877342
71.30234666 76.767646629]/100;

eta=f_a_exp*pi*2./omega_0;

k_start=[1 1];
function r=f(k)
    uf=1-eta.^2.*k(1);
    vf=2*D.*eta.*k(2);
    eta_s_korr=1-sqrt((1+vf.^2)./(uf.^2+vf.^2));
    r=eta_s_korr-eta_s_exp;
end
k=lsqnonlin(@f,k_start);

f_a=0:0.01:10;
eta=f_a*pi*2./omega_0;
u=1-eta.^2.*k(1);
v=2*D.*eta.*k(2);
eta_s_korr=1-sqrt((1+v.^2)./(u.^2+v.^2));

plot(f_a,100*eta_s_korr,f_a_exp,100*eta_s_exp,'o');
legend({'Fit','Meßdaten'});
text(4.5,-10,['K_J/K_\Psi=' num2str(k(1)) ' ', 'K_D/K_\Psi=' num2str(k(2))]);
grid on;
xlabel('Anregungsfrequenz f_a / Hz ');
ylabel('Stabilisierungsgrad \eta / %');
title('Abgleich der Simulationsdaten mit den Meßdaten');
```

end

Thesen

1. Einrichtungen zur Stabilisierung der Bildlage handgeführter Fernrohre steigern die Detailerkennbarkeit ab Vergrößerungen von $\Gamma' = 8$ signifikant. Dabei sind nur Winkel zu stabilisieren, die zu einer Verkippung der Fernrohrziellinie führen.
2. Die bei der Freihandbeobachtung auf das Doppelfernrohr übertragene Bewegungsunruhe (Tremor) setzt sich hauptsächlich aus Muskelzittern aber auch aus dem Pulsschlag und der Atembewegung zusammen.
3. Eine Stabilisierung handgeführter Doppelfernrohre ist im Frequenzbereich von 0 Hertz bis 10 Hertz erforderlich. Für unbewegte Plattformen sind Kompensationswinkel von $\pm 1,5$ Grad ausreichend.
4. Zur Quantifizierung des Stabilisierungsverhaltens verschiedener Konfigurationen und Systeme eignet sich der Stabilisierungsgrad.
5. Eine Bildstabilisierung lässt sich mit passiven als auch aktiven Komponenten, beziehungsweise einer Kombination aus beiden realisieren. Die passive Bildstabilisierung ist eine Trägheitsstabilisierung, die keine Geräusche emittiert und ohne eine Energieversorgung auskommt, was sie für die Tierbeobachtung wie die Ornithologie besonders interessant macht.
6. Die Grundbauform eines terrestrischen Prismenfernrohres lässt sich für die Bildstabilisierung nutzen, ohne zusätzliche optische Komponenten in den Strahlengang zu bringen, die die optischen Eigenschaften (Transmission) verschlechtern.
7. Die Bildstabilisierung beruht auf der Entkopplung des um zwei Achsen, die senkrecht auf der Ziellinie stehen, schwingungsfähig gelagerten Prismenumkehrsystems von der durch den Beobachter eingebrachten Bewegungsunruhe.
8. Im Falle der passiven Bildstabilisierung ist das Prismenumkehrsystem in einem Punkt gelagert, der sich exakt zwischen den Knotenpunkten von Objektiv und Okular befindet. Diese ausgezeichnete Drehpunktage wird als **passive Drehpunktage** bezeichnet.
9. Das in seiner Lage verharrende Bildumkehrprisma, welches von den durch den Beobachter auf das Doppelfernrohr übertragenen Bewegungen (Störwinkel) entkoppelt ist, sorgt für eine Invarianz der Bildlage.
10. Für aktive Bildstabilisierungen kann die Drehpunktage entlang der Ziellinie verschoben werden. Für eine vollständige Kompensation der Bildfehlage ist eine Korrektur des Kompensationswinkels erforderlich, deren Betrag und Richtung von der Verlagerung des Drehpunktes aus dem passiven Drehpunkt heraus abhängen.
11. Das Funktionsmodell eines passiven Stabilisators kann durch einen fremderregten Schwinger dargestellt werden, bei dem die Einleitung der Schwingungen gleichzeitig über Dämpfer und Drehfeder am Fußpunkt erfolgt. Das Schwingungsverhalten lässt sich anhand der veränderbaren Parameter Dämpfungskonstante D_δ , Drehfederkonstante c_η und Massenträgheitsmoment J_s einstellen.
12. Bei der Ausführung als Duostabilisator ist die Synchronität des Schwingungsverhaltens der beiden Stabilisatoren sicherzustellen, um den binokularen Gerätefehler während der stabilisierten Beobachtung innerhalb vorgegebener Toleranzen zu halten.

„Aber ich möchte nicht unter Verrückte kommen,“ meinte Alice. „Oh, das kannst du wohl kaum verhindern“, sagte die Grinsekatze: „Wir sind hier nämlich alle verrückt. Ich bin verrückt. Du bist verrückt.“ „Woher willst du wissen, dass ich verrückt bin?“, erkundigte sich Alice. „Wenn du es nicht wärest“, stellte die Grinsekatze fest, „dann wärest du nicht hier.“

Lewis Carroll - Alice im Wunderland, Kapitel 6

Liste der bisher erschienenen Bände, Stand 18.12.2012

Schriftenreihe des Instituts für Maschinenelemente und Konstruktion (IMK), 1990 – 2010

- Band 1** **Institut für Maschinenelemente und Konstruktion der TU Ilmenau (Hrsg.):**
Forschung und Lehre im Institut für Maschinenelemente und Konstruktion
(Institutsbericht)
Ilmenau : ISLE, 1999. - ISBN 3-932633-37-7
- Band 2** **Spiller, Frank:**
Möglichkeiten der rechentechnischen Umsetzung von Erkenntnissen aus der Konstruktions-systematik unter Nutzung der Featuretechnologie
(Dissertation TU Ilmenau 1998)
Ilmenau : ISLE, 1998. - ISBN 3-932633-20-2
- Band 3** **Leibl, Peter:**
Entwicklung eines featureorientierten Hilfsmittels für die Konstruktion kostengünstiger Produkte
(Dissertation TU Ilmenau 1998)
Ilmenau : ISLE, 1998. - ISBN 3-00-003695-4
- Band 4** **Lutz, Steffen:**
Kennlinie und Eigenfrequenzen von Schraubenfedern
(Dissertation TU Ilmenau 2000)
Ilmenau : ISLE, 2000. - ISBN 3-932633-47-4
- Band 5** **Kletzin, Ulf:**
Finite-Elemente-basiertes Entwurfssystem für Federn und Federanforderungen
(Dissertation TU Ilmenau 2000)
Ilmenau : ISLE, 2000. - ISBN 3-932633-48-2
- Band 6** **Volz, Andreas K.:**
Systemorientierter Karosserie-Konzeptentwurf am Beispiel der Crashesimulation
(Dissertation TU Ilmenau 1998)
Ilmenau : ISLE, 2000. - ISBN 3-932633-52-0

- Band 7 Brix, Torsten:**
Feature- und constraint-basierter Entwurf technischer Prinzipie
(Dissertation TU Ilmenau 2001)
Ilmenau : ISLE, 2001. - ISBN 3-932633-67-9
- Band 8 Rektor der TU Ilmenau und Institut für Maschinenelemente und Konstruktion der TU Ilmenau (Hrsg.) in Zusammenarbeit mit Carl Zeiss Jena GmbH**
Vom Arbeitsblatt zum virtuellen Prototyp – 50 Jahre
Konstruktionssystematik
(Institutsbericht)
Ilmenau : ISLE, 2002. - ISBN 3-932633-68-7
- Band 9 Liebermann, Kersten:**
Rechnergestütztes Entwurfs- und Optimierungssystem für
Schraubendruckfedern
(Dissertation TU Ilmenau 2003)
Ilmenau : ISLE, 2003. - ISBN 3-932633-74-1
- Band 10 Meissner, Manfred; Denecke, Klaus:**
Die Geschichte der Maschinenelemente als Fachgebiet und Institut an
der Technischen Universität Ilmenau von 1953 bis 2003
(Institutsbericht)
Ilmenau : ISLE, 2003. - ISBN 3-932633-82-2
- Band 11 Geinitz, Veronika:**
Genauigkeits- und auslastungsoptimierte Schraubendruckfedern
(Dissertation TU Ilmenau 2006)
Ilmenau : ISLE, 2006. - ISBN 3-938843-11-X
- Band 12 Institut für Maschinenelemente und Konstruktion (Hrsg.):**
Festschrift zum Ehrenkolloquium anlässlich der Emeritierungen von
Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. h.c. Günter Höhne und Univ.-Prof. Dr.-Ing.
habil. Hans-Jürgen Schorch
(Institutsbericht)
Ilmenau : ISLE, 2005. -ISBN 3-932633-97-0
- Band 13 Wittkopp, Tobias:**
Mehrkörpersimulation von Schraubendruckfedern
(Dissertation TU Ilmenau 2005)
Ilmenau : ISLE, 2005. - ISBN 3-938843-07-1

- Band 14 Frank, Stefan:**
Justierdrehen – eine Technologie für Hochleistungsoptik
(Dissertation TU Ilmenau 2007)
Ilmenau : ISLE, 2008. - ISBN 978-3-938843-35-4
- Band 15 Schilling, Thomas:**
Augmented Reality in der Produktentstehung
(Dissertation TU Ilmenau 2008)
Ilmenau : ISLE, 2008. - ISBN 978-3-938843-42-0
- Band 16 Lotz, Markus:**
Konstruktion von Messspiegeln hochgenauer Mess- und
Positioniermaschinen
(Dissertation TU Ilmenau 2009)
Ilmenau : ISLE, 2009. - ISBN 978-3-938843-46-8
- [Band 17] Hackel, Tobias:**
Grundlegende Untersuchungen zu vertikalen Positioniersystemen für
Nanopräzisionsmaschinen
(Dissertation TU Ilmenau 2010)
Münster, Westf : Monsenstein und Vannerdat, 2010 . -ISBN 978-3-
86991-111-3
- [Band 18] Frank, Thomas:**
Konzeption und konstruktive Gestaltung der Messkreise von
Nanomessmaschinen
(Dissertation TU Ilmenau 2010)
Münster, Westf : Monsenstein und Vannerdat, 2010. - ISBN 978-3-
86991-194-6

**Schriftenreihe des Instituts für Maschinen- und Gerätekonstruktion
(IMGK), 2010 - ...**

Band 19 Sondermann, Mario:

Mechanische Verbindungen zum Aufbau optischer
Hochleistungssysteme

(Dissertation TU Ilmenau 2010)

Ilmenau : Univ.-Verl. Ilmenau, 2011. - ISBN 978-3-939473-94-7

Band 20 Stephan Husung:

Simulation akustischer Produkteigenschaften unter Nutzung von Virtual
Reality während der Produktentwicklung

(Dissertation TU Ilmenau 2011)

Ilmenau : Univ.-Verl. Ilmenau, 2012. - ISBN 978-3-86360-026-6

Band 21 Dobermann, Dirk:

Stabilisierung der Bildlage abbildender optischer Systeme

(Dissertation TU Ilmenau 2012)

Ilmenau : Univ.-Verl. Ilmenau, 2013. - ISBN 978-3-86360-056-3