



DGK Ausschuss Geodäsie (DGK)
der Bayerischen Akademie der Wissenschaften

Reihe C

Dissertationen

Heft Nr. 972

Thomas Gebhardt

**Entwicklung
eines faseroptischen Neigungsmesssystems
für die Bauwerksüberwachung**

München 2025

Verlag der Bayerischen Akademie der Wissenschaften, München

ISSN 0065-5325

ISBN 978 3 7696 5384 7



Entwicklung
eines faseroptischen Neigungsmesssystems
für die Bauwerksüberwachung

Dissertation
zur Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)
an der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften
der
Bauhaus-Universität Weimar

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Thomas Gebhardt
aus Saalfeld/Saale

München 2025

Verlag der Bayerischen Akademie der Wissenschaften, München

Adresse des Ausschusses Geodäsie (DGK)
der Bayerischen Akademie der Wissenschaften:



Ausschuss Geodäsie (DGK) der Bayerischen Akademie der Wissenschaften

Alfons-Goppel-Straße 11 • D – 80 539 München

Telefon +49 – 89 – 23 031 1113 • Telefax +49 – 89 – 23 031 - 1283 / - 1100

e-mail post@dgk.badw.de • <http://www.dgk.badw.de>

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Willfried Schwarz (Mentor)
Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Rodehorst
Prof. Dr.-Ing. Frank Neitzel

Tag der Disputation: 30. Juni 2025

Diese Dissertation ist auf dem Server des Ausschusses Geodäsie (DGK)
der Bayerischen Akademie der Wissenschaften unter <http://dgk.badw.de/>
sowie in der Digitalen Bibliothek Thüringen (DBT) unter
https://www.db-thueringen.de/receive/dbt_mods_00067471 digital publiziert

© 2025 Ausschuss Geodäsie (DGK) der Bayerischen Akademie der Wissenschaften, München

Alle Rechte vorbehalten. Ohne Genehmigung der Herausgeber ist es auch nicht gestattet,
die Veröffentlichung oder Teile daraus zu vervielfältigen.

Kurzfassung

Die Überwachung des Verhaltens von Ingenieurbauwerken bei ihrem Bau und insbesondere während ihrer Nutzung spielt eine wesentliche Rolle bei der frühzeitigen Erkennung von Schädigungen, der Zustandsbewertung, der Aufklärung von Veränderungsursachen und der Minimierung von Risiken für die zivile Sicherheit. Im Rahmen der Bauwerksüberwachung wird u. a. der geometrische Zustand des Bauwerks mit den unterschiedlichsten Sensoren und Messsystemen periodisch beobachtet. Dazu zählt die Messung von Neigungswinkeln, mit der nicht nur relative Änderungen gegenüber einem definierten Referenzzustand, sondern auch absolute Werte in Bezug zum Erdschwerefeld bestimmt werden können. Durch den Einsatz passiver Sensoren, die auf Lichtwellenleitertechnik basieren und keine elektronischen Komponenten enthalten, können aufwendige Schutzmaßnahmen zur Vermeidung von Signalstörungen und Überspannungen entfallen und zukünftig neue Monitoring-Möglichkeiten erschlossen werden. Die Forschung an solchen wartungsarmen Sensoren mit geringem Störanfälligkeitspotenzial hat in den letzten Jahren deutlich zugenommen. Bei dem in dieser Arbeit konzipierten, prototypisch umgesetzten und evaluierten Neigungsmesssystem wird auf eine elektrische Versorgung des Sensors vollständig verzichtet. Dies ist ein innovativer Lösungsansatz, mit dem neue Erkenntnisse auf dem Gebiet der passiven Neigungssensoren gewonnen werden. Bisher gibt es keine vergleichbare Konstruktion für diese Art der Anwendung und somit auch keine vergleichbare technische Lösung für diesen störungsfreien und zuverlässigen Sensor. Im theoretischen Teil dieser Arbeit werden die physikalischen Grundlagen für faseroptische Sensoren diskutiert und das Messprinzip des entwickelten Neigungssensors umfassend mathematisch modelliert. Der praktische Teil beschäftigt sich mit der Realisierung eines Funktionsmusters, welches sich an einer konkreten Aufgabenstellung aus dem Bauingenieurwesen orientiert und mit der systematischen Untersuchung seines Messverhaltens. Die Kalibrierung des Messsystems erfolgt im Rahmen einer Systemkalibrierung mit quasi fehlerfreien Sollwerten, sodass Angaben zur Messgenauigkeit des Systems abgeleitet werden. Mit dieser Arbeit wird das bestehende Repertoire der mit faseroptischen Methoden messbaren Größen erweitert.

Abstract

The monitoring of engineering structures during their construction and operation is of crucial importance for the early detection of damage, condition assessment and risk minimisation to civil security. Structural monitoring involves the use of various sensors and measurement systems to periodically observe the geometric condition of a structure. This includes the measurement of tilt angles to determine relative changes and absolute values in relation to the Earth's gravitational field. The present thesis focuses on the use of passive sensors based on fibre optic technology, which have no electronic components, reducing the need for protection against signal disturbances and overvoltage and enabling new monitoring capabilities. The research on such low-maintenance sensors with a low vulnerability to disturbance has significantly increased in recent years. The tilt measurement system designed in this work, which is prototypically implemented and evaluated, completely omits the need for an electrical power supply for the sensor. This innovative approach has yielded new insights in the field of passive tilt sensors. And so far no comparable construction for this type of application has been found, nor any comparable technical solution for this disturbance-free and reliable sensor. The thesis discusses the physics of fibre optic sensors and mathematically models the measuring principle of the developed tilt sensor. It describes the realisation of a functional prototype for civil engineering applications and the experimental analysis of its measurement behaviour. Calibration with quasi-error-free reference values assesses the measuring accuracy of the system. With this work, the existing repertoire of fibre optic measurement methods is expanded.

Vorwort

Die Ursprünge dieser Arbeit liegen in einem von 2011 bis 2014 durchgeführten, vom damaligen Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) geförderten Forschungsvorhaben im Förderprogramm Zentrales Innovationsprogramm Mittelstand (ZIM) an der Bauhaus-Universität Weimar. Darin wurde der Fragestellung nachgegangen, inwieweit sich faseroptische Methoden zur Neigungsmessung eignen und ob sie eine sinnvolle Alternative zur herkömmlichen (elektronischen) Neigungsmessung sein können. Die Ergebnisse wurden in [BOCK et al. 2014b] präsentiert. Eine Erkenntnis war, dass der Bestimmung der Neigung durch Auswertung von optischen Lichtspektren gute Realisierungschancen im Sinne der Umsetzbarkeit und der Wirtschaftlichkeit zugesprochen werden konnten. Das Forschungsvorhaben wurde unterstützt von M.-BARBARA SCHALLER (GGB GESELLSCHAFT FÜR GEOMECHANIK UND BAUMESSTECHNIK mbh), JÜRGEN F. GLÖTZL (GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR BAUMESSTECHNIK mbH) und Dr. rer. nat. MICHAEL KUHNE (Materialforschungs- und -prüfanstalt an der Bauhaus-Universität Weimar). Ihnen danke ich für die stets enge und kooperative Zusammenarbeit, für den fachlichen Austausch sowie die kreativen Diskussionen.

Von universitärer Seite aus wurde die Arbeit von Prof. Dr.-Ing. WILLFRIED SCHWARZ und Prof. Dr.-Ing. habil. VOLKER RODEHORST betreut, die mich immer wieder mit hilfreichen Ratschlägen und anregenden Gesprächen unterstützt, motiviert und gefordert haben. So konnte ich meine Gedanken weiterentwickeln, mich und meine Ausführungen hinterfragen sowie diese Arbeit zielführend wachsen lassen. Dafür sei Ihnen an dieser Stelle herzlichst gedankt. Im Weiteren danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. FRANK NEITZEL für die Erstellung des Gutachtens sowie die förderlichen Diskussionen und Hinweise zur Arbeit.

Bei Dr. rer. nat. SEBASTIAN BOCK, mit dem ich während der Projektbearbeitung das Büro geteilt habe, möchte ich mich für die freundschaftliche Zusammenarbeit, den wissenschaftlichen Austausch und die Einführung in mathematische Denk- und Sichtweisen bedanken. Durch seine Unterstützung konnte u. a. die mathematische Modellierung des Sensorverhaltens realisiert werden.

Im Weiteren gilt mein Dank MICHAEL SPREER (BAUHAUS-UNIVERSITÄT WEIMAR) und MICHAEL ZOPF (GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR BAUMESSTECHNIK mbH) für die Hilfe bei den Versuchsdurchführungen sowie für die Unterstützung beim Entwurf und beim Bau von Vorrichtungen für die experimentellen Untersuchungen und die Fertigung des prototypischen Funktionsmusters. Ebenso danke ich MICHAEL KOHL (GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR BAUMESSTECHNIK mbH) für die Unterstützung bei der Beschaffung von Sensorkomponenten und Testmaterialien.

Nicht zuletzt danke ich meiner Familie, im Speziellen meiner Frau JANINE sowie meinen beiden Kindern LENA-JASMIN und LUCA-TIM, die meine mentalen Höhen und Tiefen während der Entstehung dieser Promotionsarbeit ertragen mussten. Habt vielen Dank für eure Geduld, eure Unterstützung und die aufmunternden Worte.

Inhaltsverzeichnis

1	EINLEITUNG.....	1
1.1	Thema und Problemstellung.....	1
1.2	Zielsetzung.....	6
1.3	Schwerpunkte und Gliederung.....	7
2	AKTUELLER STAND DER NEIGUNGSMESSTECHNIK.....	10
2.1	Grundlegende Begriffe und Definitionen.....	10
2.1.1	Genauigkeitsmaße.....	10
2.1.2	Neigung und Neigungsmaße.....	11
2.2	Neigungsmesssysteme und ihre Prinzipien.....	15
2.2.1	Flüssigkeitsbasierte Neigungssensoren.....	16
2.2.2	Pendelneigungssensor.....	17
2.2.3	Seismische Systeme.....	20
2.2.4	Faseroptische Systeme.....	22
2.2.5	Sonstige Systeme.....	23
2.3	Genauigkeitsrelevante Einflussparameter.....	24
2.3.1	Kennlinienabweichung.....	25
2.3.2	Einlaufverhalten.....	26
2.3.3	Hysterese.....	27
2.3.4	Querneigungseinfluss.....	28
2.3.5	Kreuzungsabweichung.....	29
2.3.6	Sonstige Einflüsse.....	29
2.4	Vergleichende Bewertung der Messsysteme.....	30
3	PHYSIKALISCHE GRUNDLAGEN FÜR FASEROPTISCHE SENSOREN	33
3.1	Licht und dessen Ausbreitung.....	33
3.2	Lichtwellenleiter.....	34
3.2.1	Aufbau und Eigenschaften.....	35
3.2.2	Glasfaser.....	38
3.2.3	Polymere optische Faser.....	39
3.2.4	Kunststoffbeschichteter Glas-Lichtwellenleiter.....	39
3.3	Lichtbeugung am Spalt.....	40
3.4	Beugungsgitter.....	42
3.4.1	Transmissionsgitter.....	44
3.4.2	Reflexionsgitter.....	46
3.4.3	Blaze-Gitter.....	47
3.5	Faseroptische Sensoren.....	48
3.5.1	Intrinsische Sensoren.....	49
3.5.2	Extrinsische Sensoren.....	50

3.6	Mess- und Auswerteeinheit	51
3.7	Auswertung von faseroptischen Messungen	54
3.8	Bewertung der faseroptischen Messtechnik	57
4	KONZEPTION DES FASEROPTISCHEN, ZWEIACHSIGEN NEIGUNGSSENSORS.....	59
4.1	Physikalisches Grundprinzip	59
4.2	Mathematische Modellierung.....	63
4.2.1	Vorüberlegungen und Festlegungen	63
4.2.2	Koordinatensysteme.....	64
4.2.3	Bestimmung einer orthogonalen Transformation.....	66
4.2.4	Modellierung des Beugungsspektrums	70
4.2.5	Modellierung des geometrischen Musters.....	72
4.2.6	Bestimmung der Neigungswinkel	74
4.2.7	Analytische Lösung.....	76
4.3	Erstellung eines Simulationsprogramms	80
4.4	Sensitivitätsanalyse	81
4.4.1	Zufällige Messabweichungen.....	81
4.4.2	Systematische Messabweichungen	82
5	EXPERIMENTELLE VORUNTERSUCHUNGEN	85
5.1	Versuche zur Aufhängung des Pendels	86
5.2	Auswahl des Fadenmaterials	89
5.3	Untersuchungen zum Spektrometer	95
5.3.1	Wahl des Auswertealgorithmus, Funktionsbetrachtung.....	95
5.3.2	Referenzmessung	98
5.3.3	Umwelteinflüsse	100
5.3.4	Einfluss der Integrationszeit.....	101
6	REALISIERUNG EINES PROTOTYPISCHEN FUNKTIONSMUSTERS.....	103
6.1	Definition der Randbedingungen	103
6.2	Ausgewählte Komponenten	106
6.2.1	Lichtquelle	106
6.2.2	Beugungsgitter	107
6.2.3	Lichtwellenleiter	107
6.2.4	Spektrometer	108
6.2.5	Geometrisches Muster.....	109
6.2.6	Schwerependel und Aufhängung	111
6.2.7	Sonstige Komponenten	113
6.3	Prototypisches Funktionsmuster.....	115
6.4	Auswertung der Spektromettermessungen	118
6.4.1	Messsignal.....	118
6.4.2	Aufbereitung des Sensorsignals	120
6.4.3	Berechnung der Spektrallinien	124

7	KALIBRIERUNG UND VALIDIERUNG DES MESSSYSTEMS.....	126
7.1	Festlegung des zu kalibrierenden Messbereiches	127
7.2	Versuchsaufbau und Messprogramm	130
7.3	Ausgleichungsmodell und Parameterdefinition.....	132
7.3.1	Beschreibung der zu bestimmenden Unbekannten	133
7.3.2	Funktionales Modell	134
7.3.3	Erweitertes funktionales Modell	136
7.3.4	Stochastisches Modell.....	136
7.3.5	Näherungswerte	137
7.4	Ergebnisse der Kalibrierung.....	137
7.4.1	Ergebnisse des ersten Kalibrierversuchs	137
7.4.2	Ergebnisse des zweiten Kalibrierversuchs	142
7.4.3	Ergebnisse der gemeinsamen Auswertung.....	143
7.4.4	Reduzierung von systematischen Abweichungen	145
7.5	Bewertung der Kalibrierungsergebnisse.....	150
8	EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE.....	153
8.1	Einlaufverhalten	154
8.1.1	Einlaufverhalten des Messsystems.....	154
8.1.2	Einlaufverhalten des Spektrometers.....	156
8.1.3	Einlaufverhalten der Lichtquelle.....	157
8.1.4	Bewertung des Einlaufverhaltens.....	159
8.2	Schwingverhalten	161
8.3	Langzeitstabilität	167
8.4	Hysteresis	168
8.5	Bewertung der experimentellen Ergebnisse	170
9	ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK	172
	LITERATURVERZEICHNIS	174
	GLOSSAR.....	191

1 Einleitung

1.1 Thema und Problemstellung

Beim Bau und insbesondere während der Nutzung von Ingenieurbauwerken bildet die Überwachung des Bauwerksverhaltens und seiner unmittelbaren Umwelt eine wesentliche Rolle. Dabei werden natürliche sowie künstliche Prozesse am und im Bauwerk wiederholt, regelmäßig und systematisch erfasst. Die Auswertung der Daten erfolgt mit spezifischen Methoden und die Ableitung von konkreten Schlussfolgerungen auf der Basis von Zeit- und anderen Datenvergleichen. Mithilfe dieser Vorgehensweise ist es möglich, auf die beobachteten Prozesse und Abläufe steuernd einzuwirken. In den Ingenieurdisziplinen wird dieser Prozess als Monitoring oder auch Structural Health Monitoring (SHM) gemäß [DIN ISO 17359] bezeichnet. Die Vorschriften und Richtlinien z. B. für die Bauwerksprüfung [DIN 1076], für geotechnische Untersuchungen [DIN 4020] und für Sicherheitsanforderungen bei Stauanlagen [DIN 19700] regeln u. a. die Grundsätze zur Überwachung. [DIN 18710-4] dient der Planung, Durchführung, Auswertung, Dokumentation und Interpretation der Ergebnisse von Überwachungsvermessungen aus ingenieurgeodätischer Sicht.

Die messtechnische Überwachung bildet neben konstruktiven Maßnahmen und Notfallkonzepten eine der drei Säulen zur Gewährleistung der Stand- und Funktionssicherheit eines Bauwerkes (Abb. 1.1).

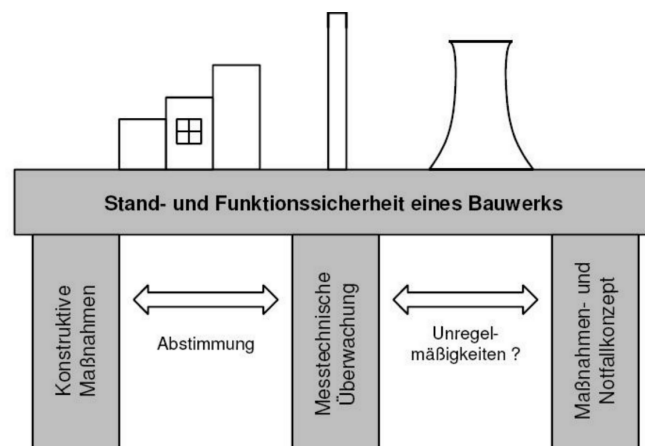


Abb. 1.1: Bauwerksüberwachung als Teil des 3-Säulenmodells, nach [HEUNECKE et al. 2013, S. 14]

Erhöhen sich die Anforderungen an eine Baukonstruktion z. B. durch steigende Nutzlasten oder sich verstärkende klimatische Einwirkungen, kann mithilfe von Monitoring abgeschätzt werden, ob eine sichere Nutzung weiterhin zu gewährleisten ist. Darüber hinaus können Veränderungen und Schädigungen frühzeitig erkannt und Bauwerksschäden durch eingeleitete Sicherungs- und Instandsetzungsmaßnahmen vermieden werden. In Form eines Frühwarnsystems lassen sich aus einem möglichen Bauwerksversagen resultierende Gefahren für Mensch und Leben reduzieren und die Risiken für die zivile Sicherheit minimieren.

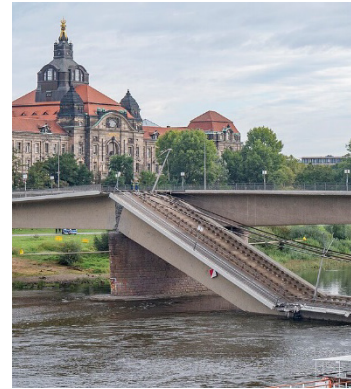
Katastrophale Ereignisse, wie der Einsturz des Kölner Stadtarchivs [SPIEGEL 2009], der Abbruch eines etwa 300 Meter breiten Landstreifens einer Tagebauhalde am Seeufer des Concordiasees bei Nachterstedt [GORGES 2009], die Dammbrüche am Speichersee eines Bergwerkes bei Bento Rodrigues in Brasilien [BRÜHWILER 2015] oder der Kollaps des Polcevera-Viadukts in Genua/Italien [RUNDSCHAU 2018] verdeutlichen die Wichtigkeit und Notwendigkeit eines Bauwerksmonitorings (Abb. 1.2). Der plötzliche Einsturz eines Teils des Überbaus C der Carolabrücke in Dresden am 11. September 2024 [HILBERT 2024] unterstreicht die Aktualität.



a) Eingebrochenes Tagebauufer am Concordiasee [GRAHN 2009]



b) Trümmerreste des Kölner Stadtarchivs [DOMAHS 2009]



c) Überbau C der Carolabrücke nach dem Einsturz [SG 2024]



d) Zerstörte Gebäude in Bento Rodrigues [SENADO 2015]



e) Polcevera-Viadukt nach dem Kollaps [FERRARIS 2018]

Abb. 1.2: Katastrophale Unglücke infolge Bauwerksversagens

Vielleicht hätten diese Katastrophen durch ein vollständiges SHM-Konzept vermieden oder das Ausmaß und die Folgen zumindest vermindert werden können. Auch wenn sich ein Bauwerksversagen durch ein Monitoringprogramm nicht immer vermeiden lässt, so hilft es dennoch bei der anschließenden Schadensdokumentation und bei der Klärung von Ursachen [CALVI et al. 2019]. Das führt zu mehr Sicherheit und oft zum Innovationsschub. Ebenso von Vorteil ist die Nutzung von laufenden Monitoringsystemen zur Steuerung eines Bauprozesses, wenn z. B. Bewegungen einen definierten Toleranzbereich überschreiten [NIEMEIER 2006], [SCHWIEGER et al. 2010]. Der Einsatz eines Überwachungssystems ist ebenso mit dem Wunsch nach einer gezielten Instandhaltung und der damit verbundenen Verlängerung der Restnutzungsdauer zu begründen, um eine nachhaltige Nutzung über die gesamte Lebensdauer der Ingenieurbauwerke

zu sichern. Nicht zuletzt dienen die Ergebnisse aus Monitoringprogrammen auch zum Erkenntnisgewinn für eine effizientere Planung und den verbesserten Bau von zukünftigen Bauwerken. Eine gute Übersicht zum Inhalt und zur Bedeutung von Überwachungsmessungen sowie deren Aufgaben gibt [HEUNECKE et al. 2013, S. 1ff]. Die Vorteile und Ziele des SHM im Bauingenieurwesen sowie die Grundsätze einer SHM-Strategie erläutert [CHEN 2018, S.20ff].

Im Allgemeinen wird mithilfe eines Monitorings versucht, den Ist-Zustand eines Bauwerkes (z. B. durch Messungen im Geometrie- und Frequenzbereich) bzw. seine Umgebung periodisch zu beobachten und mit einem Referenzzustand zu vergleichen. Als Referenz kann u. a. (i) ein Bauwerksmodell, das den Normalzustand beschreibt, (ii) eine absolute Referenz, z. B. die Vertikalität und (iii) die Ergebnisse einer vorherigen Messepoche oder einer Nullepoche verwendet werden. Dies erfolgt durch den Einsatz von an die Aufgabenstellung angepasster Messtechnik und geeigneten Mess- und Auswerteverfahren. Dabei werden verschiedenste geometrische und physikalische Messgrößen, wie z. B. Länge, Dehnung, Temperatur, Druck, Beschleunigung usw., mit den unterschiedlichsten Sensoren und Messsystemen bestimmt. Dazu zählt auch die Messung von Winkeln, im Speziellen von Neigungswinkeln. Neben den Messungen im Geometriebereich spielen ebenso Beobachtungen im Frequenzbereich (Schwingungsmessungen) eine entscheidende Rolle. Neigungssensoren können sowohl im Geometrie- als auch im Frequenzbereich (bei entsprechend hoher Abtastrate) einen wertvollen Beitrag liefern. Einen guten Überblick zu geotechnischen und geodätischen Überwachungsmessverfahren sowie über die im Monitoring etablierten Instrumente und Sensoren geben [DGGV 2021], [OGUNDARE 2016] und [DEUMLICH & STAIGER 2001]. Informationen zu neuen Messsystemen lassen sich z. B. bei [KUTZ 2016], [SPENCER et al. 2019], [MORGENTHAL et al. 2019a] und [SIMON et al. 2022] finden. Aktuelle Entwicklungen im Bauingenieurwesen bzgl. der Überwachung und Vermessung von Bauwerken sind [RIZZO & MILAZZO 2024] zu entnehmen. Die gängigsten Methoden zur wissenschaftlichen Analyse, Anpassung und Integration von Messdaten im Allgemeinen und SHM-Daten im Speziellen geben [CASPARY & WICHMANN 2007] und [OGUNDARE 2019]. Aktuelle Anwendungsmöglichkeiten von Machine-Learning-Methoden in Bezug auf Langzeitmonitoringdaten von Infrastrukturbauwerken werden in [WEDEL & MARX 2020] aufgezeigt. In dem aktuellen DFG-Schwerpunktprogramm „Hundert plus – Verlängerung der Lebensdauer komplexer Baustrukturen durch intelligente Digitalisierung“ (SPP100+) werden neben der Installation eines umfangreichen Monitoringprogramms auch Methoden zur digitalen Verknüpfung und zur Ableitung von Zustandsindikatoren an der Nibelungenbrücke bei Worms getestet und validiert [BECKS et al. 2024].

Das Messen von Neigungswinkeln ist, wie bereits erwähnt, oftmals ein Bestandteil von Monitoringprogrammen und wird u. a. zur kontinuierlichen Überwachung von Ingenieurbauwerken, geotechnischen Anlagen sowie Produktionsanlagen eingesetzt [MÖSER 2016, S. 34]. Ein Vorteil der Neigungsmessung ist dabei, dass sie nicht nur relative Änderungen gegenüber einem definierten Referenzzustand, sondern auch absolute Werte in Bezug zum Erdschwerefeld liefert. Neigungssensoren werden sowohl im klassischen Bereich der Verformungsmessung als auch im Bereich des SHM für dynamische Analysen (Schwingungsmessungen) eingesetzt. Daraus lassen sich z. B. Setzungen, Kippbewegungen, Biegungen und Frequenzen ableiten, sodass eine Kontrolle des tatsächlichen und eine Prognose des zukünftigen Bauwerksverhaltens möglich ist. So werden z. B. in [ENGEL et al. 2017] die Schiefstellung eines Kirchenturms und in

[MACK et al. 2016] die Neigung von Brückenpylonen einer Schrägseilbrücke mit Neigungssensoren überwacht. Das Monitoring der Formänderungen durch die Messung von Verdrehungen mit Neigungssensoren wird in [SCHACHT et al. 2019] als Lösungsansatz zur Beurteilung von Bauteilen, die durch Spannungsrisskorrosion gefährdet sind, vorgestellt. In [SCHWARZ & FEDAN 2019] werden der Aufbau und die Installation von unterschiedlichen Neigungsmesssystemen im Rahmen des Monitorings von zwei Wehrpfeilern der Schleusen- und Wehranlage Hessian am Neckar ausgewertet. Im Weiteren können aus Neigungsmessungen bei geotechnischen Aufgabenstellungen Aussagen zum Bauwerksverhalten, aber auch zu Änderungen im Baugrund und Gebirge abgeleitet werden [STAHLMANN 2020]. In den Empfehlungen zu Monitoringmaßnahmen im Bergbau wird u. a. auf die Bestimmung von Neigungen nach [DIN 4107-3] verwiesen [DMV 2014]. Die Erstellung eines digitalen Zwillings und die Ableitung von Parametern für die Zustandsbewertung und Schadenslokalisierung sind Ziele der aktuellen Forschung. So ist an der openLAB-Forschungsbrücke ein modernes Monitoringsystem mit Beschleunigungs- und Neigungssensoren sowie faseroptischen Sensoren installiert, mit dem neben der Ableitung von Aussagen zum globalen Trag- und Verformungsverhalten aus Neigungsmessungen, dem gegenwärtigen Trend in der Nutzung und Entwicklung von KI-Methoden entsprechend, eine Fehlerdiagnostik in Monitoringsystemen mit Verfahren des maschinellen Lernens erstellt werden soll [HERBERS et al. 2024].

Zur automatischen, kontinuierlichen und anwenderunabhängigen Neigungsmessung werden zumeist elektronische Sensoren eingesetzt. Für den Betrieb dieser aktiven Sensoren ist es erforderlich, dass zum einen für den Sensor eine Stromversorgung am Messort bereitgestellt wird und dass zum anderen für die Übertragung der Messdaten entsprechende Messwerterfassungsanlagen, Datenleitungen oder Funkverbindungen einzurichten sind. Diese Forderungen sind mitunter für bestimmte Aufgabenstellungen in schwer zugänglichen Gebieten, in denen die Stromversorgung z. B. nur mittels einer Batterie möglich ist, oder in blitz- und explosionsgefährdeten Bereichen von Nachteil. Die messtechnischen Anlagen können sowohl durch direkte Blitzeinschläge als auch durch (indirekte) Naheinschläge beschädigt werden. Die bei Blitzeinschlägen auftretenden hohen Spannungen und sehr großen Ströme lassen (zer)störende elektrische und magnetische Felder entstehen, die z. B. zu Signalstörungen [STEMPFHUBER 2004], Überspannungen in den elektrischen Installationsschleifen [HASSE et al. 2004] sowie zu starken mechanischen Zerstörungen und Bränden führen können [STREIB 2024]. Die Messsysteme müssen dann zusätzlich mit besonderen, teilweise sehr aufwendigen Schutzmaßnahmen versehen werden, siehe z. B. [DIN VDE 0100], [DIN EN 50628] und [DIN VDE 0168]. Außerdem muss bei elektronischen Sensormesssystemen auf das Stromrauschen, das Signalstörungen verursacht und damit die Qualität des Signals verschlechtert, geachtet werden [HERING & SCHÖNFELDER 2018], [NIEBUHR 2011]. Darüber hinaus können Anomalien bei der Digitalisierung der analogen Sensorsignale durch die Analog-Digital-Wandlung auftreten [HIRT & KAHLMANN 2004]. Das zeigt, dass der Bedarf an störungsfreien und automatisierten Messsystemen vorhanden und bereits seit längerer Zeit eine Anforderung des Marktes ist. Dies bestätigen auch eigene, intensive Gespräche, die mit Anbietern von Messtechnik u. a. aus dem Bereich der Geotechnik (GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR BAUMESSTECHNIK mbH, GGB GESELLSCHAFT FÜR GEOMECHANIK UND BAUMESSTECHNIK mbH) geführt wurden.

Im Hinblick auf die Einlagerung von radioaktiven Abfällen werden zukünftig neue Monitoring-Möglichkeiten gesucht, wobei wartungsfreie, zuverlässige Neigungsmesssysteme gewiss eine

große Rolle spielen werden, da das Verhalten des einschlusswirksamen Gebirgsbereichs sicher überwacht und prognostizierbar sein muss [BMUB 2010]. Dabei sollten möglichst wenige bis keine Kabel zum Betrieb von eingebauten Sensoren/Messgeräten notwendig sein, da diese eine potenzielle Schwachstelle für Wasserzutritte bei Verschluss des gesamten Endlagers bedeuten [BMUV 2016]. Hinzu kommt die überdurchschnittlich lange Beobachtungsdauer von mehreren hundert Jahren [HEINEN-ESSER & MÜLLER 2016]. Selbst Lagerstätten für schwach- und mittel-radioaktive Abfälle (Halbwertszeit < 30 Jahre), die derzeit in Betrieb sind, müssen nach Schätzungen noch mindestens 100 Jahre nach Beendigung des Einlagerungsbetriebs überwacht werden [BMUV 2016].

Die aufgezeigten Nachteile von elektronischen Messsystemen, die aus der notwendigen Spannungsversorgung des Sensors und des Vorhandenseins von elektronischen Bauteilen im Sensor resultieren, können reduziert werden, indem faseroptische Messtechnik eingesetzt wird. Messsysteme, basierend auf Lichtwellenleitertechnik bzw. Faseroptik, haben als passive Messverfahren keine elektronischen Komponenten; die übertragenen Lichtsignale werden nicht von elektromagnetischen Feldern beeinflusst [KALIZHANOVA et al. 2021]. Somit weisen sie ein geringes Störanfälligkeitspotenzial auf. Zudem hat die Nutzung von Lichtwellenleitern bzgl. der Lebensdauer einen weiteren großen Vorteil gegenüber konventionellen elektrischen Leitern. Eine mechanische Alterung, durch die es z. B. bei Kupferkabeln zu Kurzschluss bzw. Oxidation kommen kann, ist bisher nicht bekannt.

Aufgrund der genannten Vorteile wird die faseroptische Messtechnik zunehmend für Messungen in der Bauwerksüberwachung eingesetzt, wie [KHADOUR & WAEYTENS 2018] zeigen. [BRAUNFELDS et al. 2024] geben einen Überblick über die aktuellen faseroptischen Sensortypen und SHM-Anwendungen. Dabei wird ersichtlich, dass das Interesse an auf faseroptischen Sensoren basierenden Lösungen in den letzten 20 Jahren deutlich zugenommen hat und auch in den kommenden Jahren weiterwachsen dürfte. [DU et al. 2019] stellen langfristige Monitoringsysteme mit faseroptischen Sensoren an mehreren Ingenieurbauwerken, wie z. B. die Wuhu Yangtze River Bridge (mehr als 10 km lange Schrägseilbrücke mit zwei Fahrebenen), die Liaohé Grand Bridge (Schrägseilbrücke mit 436 m Spannweite) und die hohe und steile Böschung der Shuohuang-Bahn vor. Nach [BIEN et al. 2020] zählen faseroptische Sensoren als etablierte Messverfahren bzw. Sensortypen für die Überwachung von Brückenstrukturen. Auch [LU et al. 2019] zeigen, dass verteilte faseroptische Sensoren in einem breiten Spektrum von Anwendungen, u. a. in der Überwachung von Strukturen, wie z. B. Dämmen, Brücken, Tunneln und Rohrleitungen eingesetzt werden. [BOCK et al. 2014a] geben einen Überblick über einige entwickelte Messsysteme, mit denen die Lageveränderungen in einem Bohrloch, Höhen- bzw. Druckänderungen in einem hydrostatischen Druckmesssystem sowie Neigungsänderungen mit faseroptischen Methoden bestimmbar sind.

Jedoch beschränkt sich derzeit das Anwendungsfeld der faseroptischen Messtechnik überwiegend auf die Bestimmung von Temperaturen, linearen Verschiebungen, Dehnungen und Rissweiten. Bisher entwickelte faseroptische Neigungssensoren haben sich im Bereich der Bauwerksüberwachung noch nicht etabliert. Ob das mit unzureichenden Genauigkeiten, Unzuverlässigkeiten, wie z. B. zu großer Hysterese aufgrund einer mechanischen Pendelaufhängung, einer notwendigen Stromversorgung am Messort oder zu kostenintensiver Auswertetechnik zu

begründen ist, kann nur vermutet aber nicht abschließend beurteilt werden. Verstärkte Forschungsaktivitäten im Bereich der Entwicklung von faseroptischen Neigungssensoren, z. B. durch [PETERS & INAUDI 2022], [MAHESHWARI et al. 2018] und [MATIAS 2017] können aber erwarten lassen, dass in Zukunft der Einsatz dieser Sensortechnik wesentlich an Bedeutung gewinnen wird.

Zusammenfassend soll mit Abb. 1.3 die Einordnung des Themas der Arbeit, die Entwicklung eines faseroptischen Neigungssensors, in das Feld der Bauwerksüberwachung verdeutlicht werden.

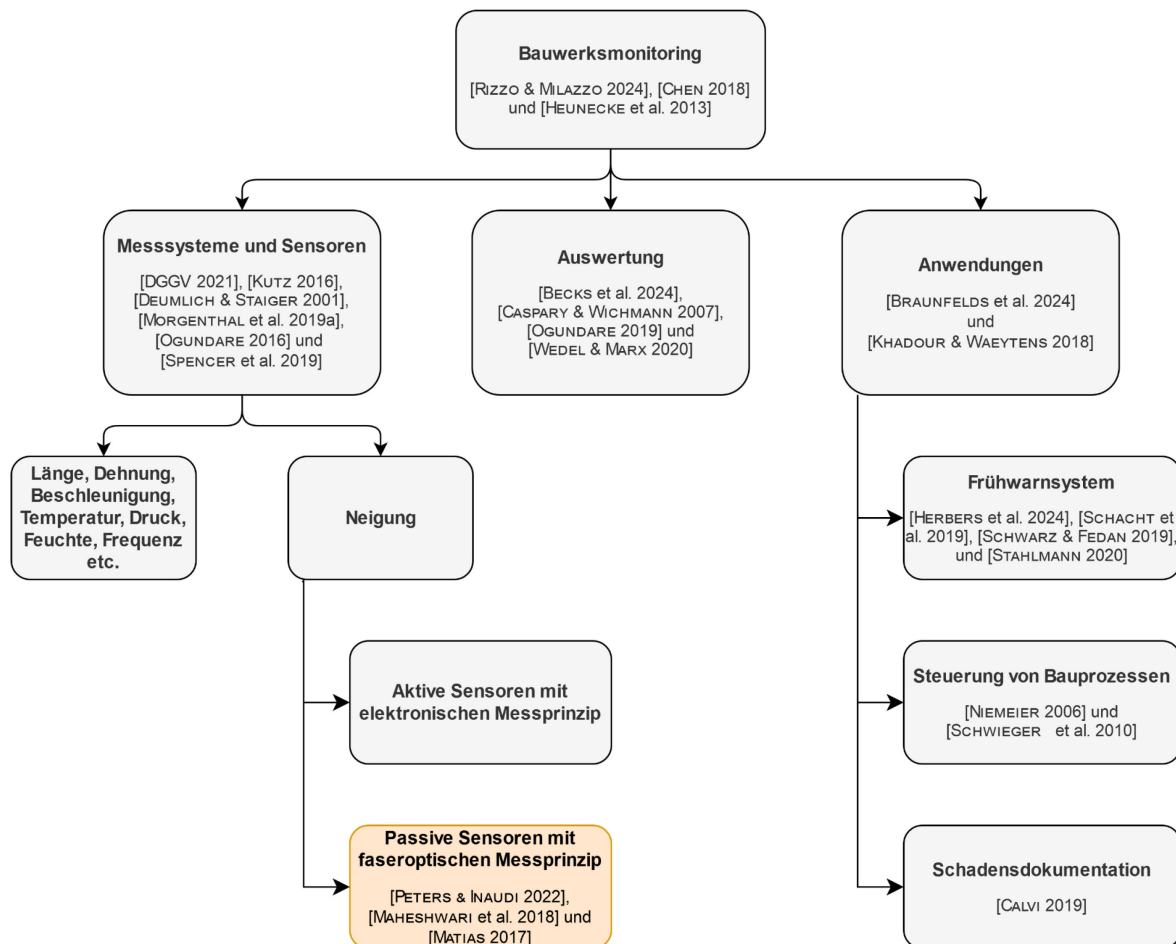


Abb. 1.3: Einordnung der Thematik in den Bereich des Bauwerksmonitorings

1.2 Zielsetzung

In der vorliegenden Dissertation soll die Konzeption, prototypische Umsetzung und Evaluierung eines Neigungsmesssystems aufgezeigt werden, mit dem absolute Neigungsmessungen in zwei Achsen unter der Verwendung von faseroptischen Komponenten möglich sind.

Die Arbeit soll die Grundlage für die Entwicklung eines neuartigen Neigungsmesssystems bilden, bei dem der Messaufnehmer unabhängig gegenüber extremen Umweltbedingungen (z. B. radioaktiver Strahlung), elektromagnetischen Störfeldern sowie Blitz- und Explosionsgefahren

dauerhaft arbeiten kann. Es soll mindestens den Messbereich und die Messgenauigkeit von vergleichbaren elektronisch arbeitenden Sensoren erreichen, die im Bereich der Bauwerksüberwachung zum Einsatz kommen.

Um diese Ziele zu erreichen, wird das in [SCHUTZRECHT 2013] beschriebene Messprinzip analysiert und umfassend mathematisch modelliert. Es soll untersucht werden, ob es möglich ist, die Neigungen bzw. die Neigungsänderungen eines Sensors in zwei zueinander senkrechten Richtungen hysteresefrei zu bestimmen, indem die räumliche Position eines Pendels relativ zu seiner Aufhängung erfasst wird. Dabei sollen faseroptische Komponenten verwendet und optische Lichtspektren ausgewertet werden, sodass für den Betrieb des Sensors sowie für die Übertragung des Messsignals zur Auswerteeinheit und zur Datenerfassungsanlage lediglich ein Lichtwellenleiter, aber keine elektronischen Bauteile und somit keine elektrische Energie im Sensor benötigt werden.

Die mathematische Modellierung muss die komplexen Beziehungen zwischen den mechanischen und optischen Sensorbauteilen mit den dafür relevanten Parametern und Randbedingungen realitätsnah abbilden. Es ist ein konstruktiver Entwurf zu erstellen, der bestimmte technologische Schwierigkeiten (Hysterese, Kopplung Lichtwellenleiter, Bezug zum Erdschwerefeld) minimiert und die Anforderungen an ein optimales Sensordesign erfüllt. Dies betrifft im Idealfall einen linearen Zusammenhang zwischen dem tatsächlichen Neigungswert und dem Messsignal des Sensors (Linearität), eine kurze Ansprechzeit und ein geringes Rauschen sowie ein bestmögliches Verhältnis zwischen großem Messbereich und hoher Auflösung. Da Parameter wie Auflösung, Messbereich und -frequenz immer vom Einsatzzweck abhängig sind, ist ein prototypisches Funktionsmuster zu entwickeln, bei dem sich die Kenndaten an einer konkreten, beispielhaften Aufgabenstellung orientieren. Abschließend soll die Einsatzfähigkeit des Messsystems zur Bauwerksüberwachung durch Untersuchungen und Messungen fehlertheoretisch hinterfragt und bewertet werden.

1.3 Schwerpunkte und Gliederung

Einleitend wird der gegenwärtige Stand der Forschung auf dem Gebiet der Neigungsmessung und im Speziellen in der Verwendung der faseroptischen Messtechnik in der Bauwerksüberwachung aufgezeigt. Dazu werden in Kapitel 2 grundlegende Begriffe, Messprinzipien und genauigkeitsrelevante Einflussparameter erörtert sowie aktuelle faseroptische Neigungssensoren vorgestellt. Am Ende des Kapitels erfolgt eine vergleichende Bewertung der existierenden Messsysteme hinsichtlich ihrer Eignung für Messaufgaben in der Bauwerksüberwachung. Daraus lässt sich ein erhöhter Forschungsbedarf bei der Entwicklung von passiven Sensoren ableiten.

Das dritte Kapitel beschäftigt sich mit den physikalischen Grundlagen für einen faseroptischen Neigungssensor. Dabei wird die Faseroptik als ein Teilbereich der technischen Optik vorgestellt. Sie beschäftigt sich unter anderem mit der Übermittlung von Informationen und Energie durch die Verwendung von geführter, optischer Strahlung. Die physikalischen Grundlagen von optischen Systemen, die zur Übertragung von optischen Signalen durch lichtleitende Medien benötigt werden, sind in diesem Kapitel ausgearbeitet. Im Weiteren werden verschiedene faseroptische Sensoren aufgezeigt sowie Möglichkeiten und Grenzen im Hinblick auf den Einsatz

in der Bauwerksüberwachung genannt, aus denen es ersichtlich ist, dass die Faseroptik ein stark wachsendes Feld für verschiedene Monitoringprogramme bietet.

In Kapitel 4 wird das Konzept des faseroptischen Neigungssensors vorgestellt. Dies umfasst zum einen das physikalische Grundprinzip, bei dem die Lageänderung eines schwerkraftabhängigen Vertikalpendels in Abhängigkeit vom Erdschwerefeld durch die Messung von Lichtspektren an einem geometrischen Muster in Form einer Schlitzblende bestimmt wird. Zum anderen steht die mathematische Modellierung im Vordergrund. Zur Beschreibung der räumlichen Bewegungen der festen und beweglichen Teile des Sensors wird eine orthogonale Transformation verwendet. Mithilfe der mathematischen Modellierung des Beugungsspektrums und der funktionalen Beschreibung des geometrischen Musters ergibt sich ein nichtlineares Gleichungssystem, mit dem sich der Zusammenhang zwischen Sensorneigung und spektraler Antwort beschreiben lässt. Daraus ableitend werden zwei analytische Lösungen gezeigt. Abschließend erfolgt eine Sensitivitätsanalyse bzgl. zufälliger und systematischer Messabweichungen, wie z. B. dem Einfluss von Fertigungstoleranzen.

Das anschließende Kapitel 5 zeigt die experimentellen Untersuchungen und deren Ergebnisse auf, auf denen die konstruktive Umsetzung u. a. mit der Auswahl der Sensorkomponenten fundiert. Es werden verschiedene Möglichkeiten in der Ausführung eines schwerkraftabhängigen Pendels miteinander verglichen und gezeigt, welchen Einfluss das Fadenmaterial auf Hystereseeffekte hat. Zudem wird erläutert, welche Einflüsse auf die Spektrometermessungen beachtet werden müssen und wie die Auswertung der Spektrometermessungen erfolgt.

Auf den Ergebnissen der mathematischen Modellierung und den Erkenntnissen der experimentellen Untersuchungen aufbauend, beschreibt das sechste Kapitel die Realisierung eines prototypischen Funktionsmusters, um das Konzept eines zweiachsigen faseroptischen Neigungssensors zu validieren. Die wesentlichen Komponenten des Sensors sind neben einer Lichtquelle und einer Auswerteeinheit zur Wellenlängenbestimmung (Spektrometer) ein optisches Gitter, ein Schwerependel und ein geometrisches Muster. Die Wahl von geeigneten Komponenten richtet sich nach einem guten Preis-Leistungs-Verhältnis und nach einer guten Kompatibilität untereinander. Für die Ableitung von Kenngrößen des Sensors werden Randbedingungen festgelegt, die sich an einem praktischen Anwendungsfall und den allgemeinen Anforderungen für Messungen in Monitoringprogrammen orientieren. Die Auswertung der Messsignale ist ebenfalls Gegenstand dieses Kapitels. Es wird gezeigt, wie die Bestimmung des Sensorsignals erfolgt, wobei der Fokus in der Ermittlung der das geometrische Muster passierenden, neigungsabhängigen Spektrallinien liegt. Die Implementierung erfolgt in der vor allem für numerische Simulationen, Datenerfassung, Datenanalyse und -auswertung eingesetzten Entwicklungsumgebung MATLAB des Unternehmens MATHWORKS.

In Kapitel 7 wird ausführlich die Kalibrierung des Funktionsmusters beschrieben. Da das Neigungsmesssystem aus mehreren Komponenten besteht, die im Messprozess zusammenwirken und gemeinsam äußeren Einflüssen unterliegen, wird eine gemeinsame Kalibrierung aller Komponenten durchgeführt. Mit dieser sogenannten Systemkalibrierung werden die optischen Größen und Parameter zur Berücksichtigung von Modellabweichungen und Fertigungsungenauigkeiten bestimmt, sowie Aussagen zur Messgenauigkeit und zu den spezifischen Eigenschaften des Messsystems (Kennlinie, Maßstab, Nullpunktabweichung) abgeleitet.

Kapitel 8 beinhaltet die Untersuchungen zum Messverhalten des kalibrierten Funktionsmusters hinsichtlich Einlaufeffekten, Langzeitstabilität, Hysterese und Schwingverhalten, um die Einsatzfähigkeit des Messsystems zur Bauwerksüberwachung zu bewerten. Eine Zusammenfassung dieser Arbeit sowie eine Bewertung der Ergebnisse und ein Ausblick bzgl. weiterer Forschungsarbeiten zu offenen Fragen erfolgt in Kapitel 9.

2 Aktueller Stand der Neigungsmesstechnik

Das Messen von Neigungswinkeln ist oftmals ein Bestandteil von Monitoringprogrammen und wird u. a. zur kontinuierlichen Überwachung von Ingenieurbauwerken, geotechnischen Anlagen sowie Produktionsanlagen eingesetzt [MÖSER 2016, S. 34]. Insbesondere um den Verlauf von Setzungs- oder Kippbewegungen zeitlich kontinuierlich zu erfassen, werden automatisch registrierende Messsysteme mit verschiedenen Spezifikationen und zugrunde liegenden Messprinzipien eingesetzt. In den Normen [DIN 877], [DIN 2276-1] und [DIN 2276-2] werden die in der Neigungsmesstechnik verwendeten Begriffe sowie Maße und Anforderungen der Neigungsmesseinrichtungen definiert.

Nachfolgend soll zunächst auf die in dieser Arbeit verwendeten Genauigkeitsbegriffe eingegangen werden. Anschließend werden die grundlegenden Begriffe in der Neigungsmessung und die verschiedenen Neigungsmesssysteme mit ihren Messprinzipien und erreichbaren Genauigkeiten vorgestellt. So können der entwickelte und in Kapitel 6 detailliert beschriebene Neigungssensor sowie die in einer Kalibrierung erreichte Messgenauigkeit (Kapitel 7) gut eingeordnet werden. Außerdem werden genauigkeitsrelevante Parameter erläutert, zu denen im Rahmen der Kalibrierung sowie in anschließenden Messungen Stellung genommen wird. Neben Parametern, die geräteintern vorliegen, sind auch von außen einwirkende Störgrößen beschrieben.

2.1 Grundlegende Begriffe und Definitionen

2.1.1 Genauigkeitsmaße

Zur Beschreibung der Qualität von Messwerten und Ergebnissen sind im Bereich der Geodäsie und Geoinformation aber auch des Bauingenieurwesens die Begriffe Standardabweichung und Präzision (engl. precision) verbreitet und akzeptiert. Zum Teil spiegeln diese Maße jedoch nicht die tatsächliche Genauigkeit (engl. accuracy) der Messgröße wider. Wird z. B. die Standardabweichung aus Abweichungen von Wiederholungsmessungen zu ihrem Mittelwert berechnet, kann das Ergebnis vom wahren Wert abweichen, da systematische Messabweichungen nicht oder unzureichend berücksichtigt wurden. In diesem Fall sollte der Begriff Wiederholgenauigkeit oder Präzision verwendet werden. Nur wenn für die Berechnung der Standardabweichung anerkannte Referenzwerte bzw. wahre Werte zur Verfügung stehen, können Aussagen zur Richtigkeit (engl. trueness) abgeleitet werden. Eine hohe Genauigkeit einer Messgröße liegt dann vor, wenn sowohl die Präzision als auch die Richtigkeit gut sind. Diese Sachverhalte sind in [SCHWARZ 2004] beschrieben und in den DIN-Normen [DIN 1319-1], [DIN 3534-1] und [DIN 3534-2] geregelt. Auf das Genauigkeitsmaß des Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement, kurz GUM [ISO/IEC GUIDE 98-3 2008], die Messunsicherheit bzw. die Unsicherheit, in das sowohl zufällige als auch nicht erfasste systematische Messabweichungen einfließen, soll in dieser Arbeit nicht eingegangen werden. Wird etwas lediglich mit genau oder ungenau bezeichnet, ist zumeist eine Einschätzung der Qualität gemeint, die nicht auf festen

Zahlenwerten beruhen muss. Völlig unabhängig von den genannten Genauigkeitsmaßen charakterisiert die Auflösung im Messwesen die kleinste Zählseinheit eines Messwertes. Sie ist kein Genauigkeitsmaß.

2.1.2 Neigung und Neigungsmaße

Im Allgemeinen wird der Winkel, der die Orientierung eines Objektes bzgl. einer Bezugsebene beschreibt, mit Neigung bezeichnet. Diese Bezugsebene ist oftmals eine horizontale Ebene, wobei damit eine Realisierung der örtlichen Niveaufläche (Äquipotentialfläche) des Erdschwerefeldes gemeint ist, die sich physikalisch als senkrecht zur Lotlinie ergibt (Abb. 2.1).

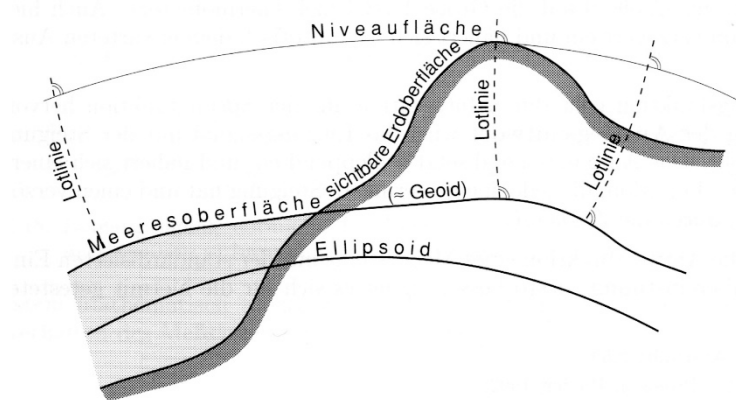


Abb. 2.1: Niveaufläche und Lotlinie [SCHWARZ 1995, S. 58]

Die Lotlinien sind nicht geradlinig, d. h. sie folgen der Massenverteilung im Erdkörper und können als Raumkurven verstanden werden. Die Tangente an die zugehörige Lotlinie im Beobachtungspunkt wird als Lotrichtung definiert [LEDERSTEGGER 1969, S. 6]. Die einfachste Realisierung der Lotrichtung als Bezugsgröße ist ein Schnurlot. Der Neigungswinkel beschreibt folglich den Winkel zwischen einer das Objekt beschreibenden (geneigten) Ebene und der örtlichen Niveaufläche im Beobachtungspunkt. Und streng genommen auch zu einem diskreten Beobachtungszeitpunkt, da die Lotlinie infolge der Gezeiten zeitlich variiert. Solche Einflüsse sind jedoch äußerst klein, sodass diese Variation nur bei Spezialanwendungen, wie z. B. dem Großringlaser „G“ für die Beobachtung der Erdrotation in einem unterirdischen Labor auf der Fundamentalstation Wettzell beachtet werden muss [KLÜGEL et al. 2005].

Die Neigungsmessung nimmt aufgrund ihres Bezugs zu einer vom Messobjekt unabhängigen physikalischen Größe, der Lotrichtung, eine besondere Stellung ein. So ist entweder eine Relativmessung, also eine Veränderungsmessung gegenüber einem Startwert bzw. einer frei definierbaren Bezugsebene oder aber auch eine Absolutmessung gegenüber der Lotrichtung möglich. In der Literatur werden zwei verschiedene Begriffe angegeben, die sich von unterschiedlichen Bezugsrichtungen ableiten. Entweder erfolgt die Bestimmung der relativen Lage eines Objektes gegenüber der Horizontalen oder der Lotrichtung. Ist die ursprüngliche oder die Referenzausrichtung horizontal, so wird der englischsprachige Begriff *tilt* (Schiefstellung) verwendet. Ist sie vertikal, wird die Änderung als *inclination* (Neigung) bezeichnet [CHRZANOWSKI & SECORD 1999]. Davon abgeleitet existieren verschiedene Sensorbezeichnungen, wie z. B. Tiltmeter, Clinometer und Gefällemesser, die aber grundsätzlich das gleiche, einen Sensor zur

Messung der Neigung, meinen. Bei der Bestimmung der Neigung an mehreren linienhaft angeordneten Punkten wird der Begriff Inklinometermessung verwendet. Mit Kenntnis der Distanz zwischen den Punkten kann anschließend die Lageabweichung vom Linienend- zum Linienstartpunkt berechnet werden [WITT 2008].

Die gebräuchlichsten Maßeinheiten für die Neigung sind der Radiant (rad), das Gradmaß (Grad, Bogenminute, Bogensekunde), das geodätische Winkelmaß (Gon) sowie die im Maschinenbau und in der Geotechnik oft verwendete metrische Einheit mm/m [DGGV 2021]. Dabei entspricht

$$1 \text{ mrad} = 0,0573^\circ = 3,4' = 206,3'' = 0,0637 \text{ gon} = 1 \text{ mm/m}.$$

In der Arbeit wird primär die Größeneinheit Milliradian (mrad) und sekundär die Bogensekunde (") verwendet. Bei Winkelwerten $> 0,5 \text{ mrad}$ ($> 103''$) wird als sekundäre Maßeinheit der Grad ($^\circ$) angegeben.

Viele Neigungssensoren dienen als Bestandteil von Messgeräten, wie z. B. Tachymetern, zur Horizontierung und Vertikalstellung dieser sowie zur Korrektur von Messwerten. Als eigenständige Geräte reicht das Spektrum der Einsatzgebiete von geophysikalischen Beobachtungen über ingenieurgeodätische Aufgabenstellungen bis hin zu geotechnischen Messaufgaben. Dabei deckt die Empfindlichkeit in der Neigungsmessung einen sehr großen Bereich ab. Für geodätische und geophysikalische Anwendungen werden Auflösungen von bis zu 10^{-5} mrad ($0,002''$), bei Spezialneigungsmessgeräten sogar 10^{-6} mrad ($0,0002''$), benötigt. Technische Neigungssensoren erreichen üblicherweise Auflösungen von $5 \cdot 10^{-4} \text{ mrad}$ ($0,1''$) bis etwa $0,1 \text{ mrad}$ ($20''$) [CHRZANOWSKI & SECORD 1999].

Auflösung und Empfindlichkeit

Auflösung und Empfindlichkeit sind sehr eng verwandte Begriffe, die auf eine Sensoreigenschaft in einem kleinen Intervall des Messbereichs abzielen. Allgemein bezeichnet die Auflösung diejenige Änderung der Messgröße, die eine festgelegte, möglichst kleine und noch messbare Änderung im Ausgangssignal hervorruft. Mit Empfindlichkeit wird gewöhnlich das Verhältnis in der Änderung der Ausgangsgröße bzgl. einer Änderung der Eingangsgröße bezeichnet; die Empfindlichkeit entspricht folglich der reziproken Auflösung.

Kennlinie

Die Kennlinie stellt den Zusammenhang zwischen der physikalischen Messgröße und dem angezeigten Neigungswert dar. Sie wird mittels Kalibrierung auf speziellen Neigungstischen, bei denen Soll-Neigungen mit hoher Genauigkeit eingestellt werden können, ermittelt [WOSCHITZ & HEISTER 2017]. In der Regel haben Neigungssensoren nichtlineare, S-förmige Kennlinien, die durch geeignete Funktionen, sogenannte Übertragungsfunktionen (ÜF), approximiert werden (Abb. 2.2).

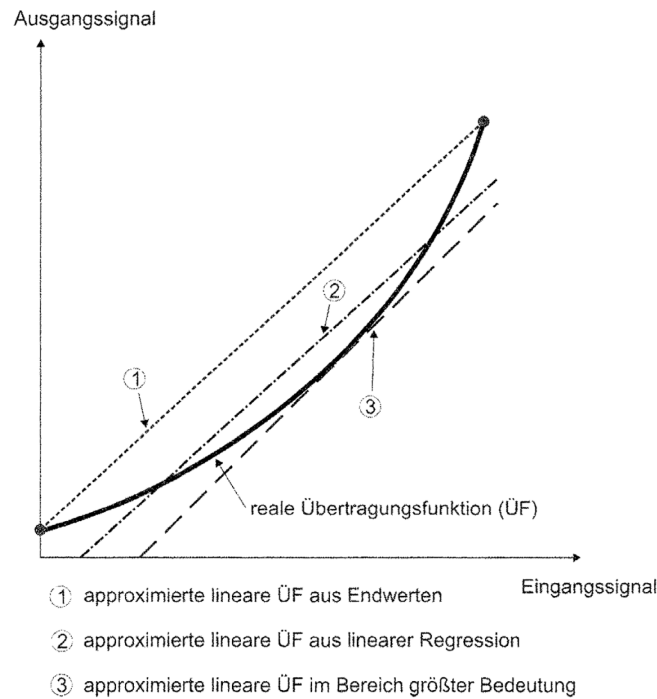


Abb. 2.2: Approximationen einer Kennlinie [SCHWARZ & HENNES 2017, S. 375]

Der Anstieg der Funktion ist mit der Empfindlichkeit des Sensors gleichzusetzen. Der Kehrwert der Empfindlichkeit bestimmt die Sensorauflösung. Vorteilhaft ist eine Approximation durch eine lineare ÜF, da in diesem Fall der Maßstab und die Sensitivität des Sensors konstant sind. Zudem sind Änderungen der Neigung direkt aus den Änderungen der messbaren Größe ableitbar, ohne absolute Werte verwenden zu müssen. Als weiterer, sehr wichtiger Vorteil einer linearen Kennlinie ist die mögliche Bestimmung des Nullpunktes mit der sogenannten Umschlagmessung (siehe Abschnitt 2.3.1) zu nennen.

Ist das nichtlineare Verhalten eines Sensors durch physikalische Gesetzmäßigkeiten hinreichend genau beschreibbar, so ist es empfehlenswert, die entsprechende Modellierung als Kennlinienfunktion zu verwenden. So können hochgenaue Messungen über den gesamten Messbereich durchgeführt werden. Zudem ist mit Kenntnis der Kennlinienfunktion eine Ableitung von stochastischen Kenngrößen zur Bestimmung der Messgenauigkeit des Sensors sowie die Modellierung von Fertigungstoleranzen und deren Einflusses auf die Genauigkeit des Messergebnisses möglich.

Linearität

Die Linearität bzw. Nichtlinearität bezeichnet die maximale Abweichung der linearen ÜF zur tatsächlichen Kennlinie, die das reale Sensorverhalten wiedergibt (Abb. 2.3). Die Angabe erfolgt oftmals als Prozentwert oder Verhältniszahl (z. B. mm je m) bezogen auf den maximalen Messbereich (engl. full scale, FS) oder auf den aktuellen Messwert (engl. read out).

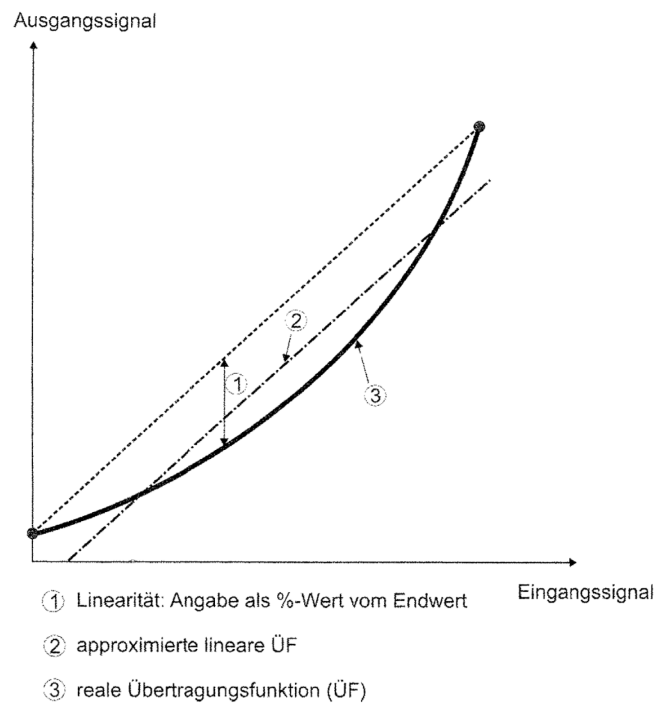


Abb. 2.3: Linearität [SCHWARZ & HENNES 2017, S. 375]

Maßstab

Der Maßstab eines Neigungssensors ist der Quotient aus der in einem definierten Bereich der Kennlinie gemessenen Differenz der physikalischen Messgröße und der „wahren“ Neigungsdifferenz. Bei Verwendung einer linearen Kennlinienfunktion entspricht der Maßstab dem Anstieg der Kennlinie.

Nullpunkt

Die Nullstelle der Kennlinie wird als Nullpunkt bezeichnet. Das heißt, dies ist der Punkt, bei dem der Ausgangswert null ist, wenn auch die Neigung des Sensors als Eingangswert null ist. Im Allgemeinen ist dies jedoch aufgrund des Ansprechwertes nicht exakt der Fall.

Im Allgemeinen wird die Kennlinie eines Sensors durch geeignete Justierung so verschoben, dass sie durch den Nullpunkt der Achsen verläuft. Dies erfolgt entweder durch mechanische Änderungen im bzw. am Sensor (z. B. mit Justierschrauben) oder durch eine softwaremäßige Bestimmung eines Offsetwertes.

Ansprechwert und Nullpunktunempfindlichkeit

Als Ansprechwert, oft auch Nullpunktunempfindlichkeit genannt, wird der Betrag eines bestimmten Eingangswertes bezeichnet, bei dem bei einer langsamen und stetigen Erhöhung der Eingangsgröße von null ausgehend, eine Änderung des Ausgangswertes feststellbar ist (Abb. 2.4).

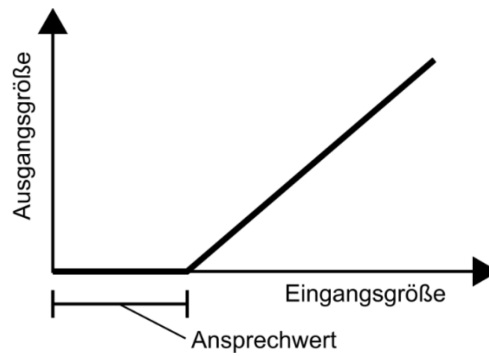


Abb. 2.4: Kennlinie mit Ansprechwert

2.2 Neigungsmesssysteme und ihre Prinzipien

Jeder Neigungssensor besteht im Wesentlichen aus dem sogenannten Lotsensor und einem Abgriffsystem. Der Lotsensor ist der schwerkraftabhängige Teil des Neigungssensors, dessen Verhalten durch das Abgriffsystem detektiert und anschließend ausgewertet wird.

Bei der geometrischen Neigungsmessung kann sich der Lotsensor frei bewegen. Kommt es infolge einer Kippung des Neigungssensors zu einer Änderung seiner Position gegenüber dem Gerätegehäuse, wird diese relative Lageänderung durch das Abgriffsystem erfasst (Ausschlagmethode). Ist der Lotsensor jedoch mit einer Vorrichtung versehen, die ihn bei einer Lageänderung in seiner Nulllage bzw. Ausgangsposition hält, wird die dafür nötige (Rückstell-)Kraft als neigungsproportionales Signal gemessen. Dies wird als dynamische Neigungsmessung bezeichnet [MÖSER 2000, S. 315f]. Das Abgriffsystem arbeitet dann nach der sogenannten Rückführmethode [SCHWARZ 1995, S. 107].

Kann ein Neigungssensor zeitgleich die Neigung in zwei um 90° zueinander orientierten Achsen (Raumrichtungen) bestimmen, wird er als zweiachsiger Sensor bezeichnet. Dies ist von großem Vorteil, da es die Positionierung und Orientierung des Sensors erleichtert und die Berechnung der Hauptneigungsrichtung zulässt. Bei einachsigen Sensoren kann die Neigung nur in einer Richtung, der Messachse, ermittelt werden. Dabei kann es zu Fehlinterpretationen der Ergebnisse kommen, wenn die Messachse nicht der Richtung der maximal auftretenden Neigung entspricht (Neigungswerte sind dann zu gering). Zudem können Querneigungseinflüsse die Messwerte verfälschen. Weitere Ausführungen zu dieser Thematik sind dem nachfolgenden Abschnitt 2.3 zu entnehmen.

Bei einfachen Neigungsmessinstrumenten, wie Libellen oder Pendeln, ist das Abgriffsystem eine Skala, an der die Neigung manuell abgelesen werden kann. Allerdings eignet sich diese Arbeitsweise nicht für Monitoringaufgaben, bei denen im heutigen digitalen Zeitalter eine automatische Ablesung, eine Signalübertragung in zentrale Auswerte- und Speichersysteme und der Wunsch nach permanenter Messung mit unterschiedlichen Messfrequenzen im Vordergrund stehen. Hinzu kommen die gestiegenen Anforderungen des Anwenders hinsichtlich Genauigkeit, Auflösung, Ablesedauer, Zuverlässigkeit und Protokollierung der Messwerte. Infolgedessen werden überwiegend Sensoren eingesetzt, die unabhängig von ihrer Klassifizierung mit unterschiedlichen elektronischen Messprinzipien (resistiv, induktiv, kapazitiv, optisch, magnetisch) die Position bzw. die Positionsänderung des Lotsensors als geometrische Größe

oder die notwendige Rückstellkraft als dynamische Größe in ein elektrisches Signal überführen. Dieses wird anschließend in einen Neigungswert umgerechnet. Auf eine Beschreibung der elektronischen Messprinzipien wird an dieser Stelle verzichtet und stattdessen auf die entsprechende Literatur verwiesen, da sie für diese Arbeit keine Relevanz haben. Eine gute Übersicht zu den unterschiedlichen Messprinzipien gibt [SCHLEMMER 1996]. [LAIBLE et al. 2014] gehen detailliert auf das elektrische Messen von mechanischen Größen ein und erläutern die am Markt verfügbaren Aufnehmerprinzipien sowie ihre Vor- und Nachteile. Das Online Fachportal SENS2B zeigt einen aktuellen Überblick zu neuen Produkten und Anwendungen von Neigungssensoren [SENS2B 2024].

In Abhängigkeit von der Art des Lotsensors erfolgt eine Klassifizierung in Flüssigkeitssysteme, Pendelsysteme und seismische Systeme (Abb. 2.5), die nachfolgend vorgestellt werden.

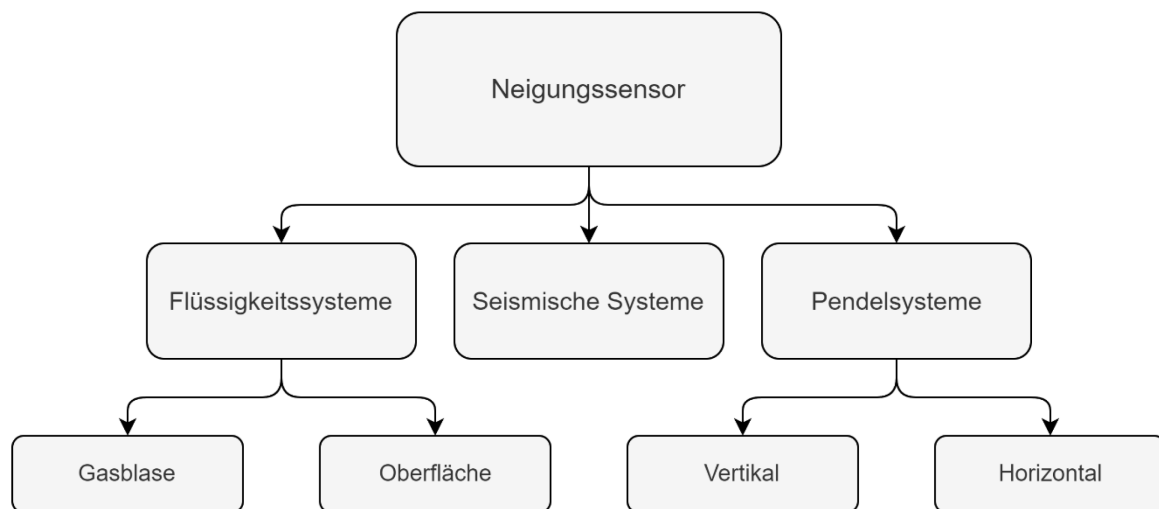


Abb. 2.5: Klassifizierung von Neigungsmesssystemen, nach [INGENSAND 2012, S. 253]

2.2.1 Flüssigkeitsbasierte Neigungssensoren

Im einfachsten Fall können Flüssigkeitslibellen in Form von Dosen- oder Röhrenlibellen benutzt werden, um Neigungen zu messen. Dabei wird die Richtung des Schwerevektors durch eine in einer Flüssigkeit eingeschlossene Gasblase angezeigt. Die Oberseite des Glaskörpers, welcher die Flüssigkeit enthält, ist innen konvex geschliffen, sodass sich die Blase durch ihre Auftriebskraft immer zur höchsten Stelle bewegt. Je nach Ausführung dieser Gerätschaften lassen sich damit Neigungen bis zu 90° mit einer Genauigkeit von bis zu $0,1 \text{ mrad}$ ($20,6''$) [SCHWARZ 1995, S. 105 ff] bestimmen. Eine Beschränkung auf kleinere Messbereiche führt, je nach verwendetem Messprinzip, zu höheren Auflösungen von $0,01 \text{ mrad}$ ($2,1''$) bis $0,001 \text{ mrad}$ ($0,2''$). Dabei ist die Messgenauigkeit in der Regel um Faktor 10 schlechter als die Auflösung. Ein bekanntes Messinstrument ist z. B. die Winkellibelle mit Mikroskop der Firma Zeiss [SCHWARZ 1995, S. 106].

Anstatt die Gasblase als Lotsensor zu verwenden, kann auch direkt die Flüssigkeitsoberfläche als Sensor betrachtet werden. Eine bedeutende Erfindung in der elektronischen Neigungsmessung nach diesem Prinzip ist der Flüssigkeitskompensator NIVEL20 der KERN & Co AG (heute LEICA GEOSYSTEMS AG). Die Flüssigkeitsoberfläche dient bei diesem Neigungssensor als Spie-

gel, die den Lichtstrahl einer Leuchtdiode reflektiert und auf einen positionsempfindlichen Detektor (PSD) lenkt (Abb. 2.6). Aus der Lage des Auftreffpunktes kann die zweiachsige Neigung richtungsabhängig bestimmt werden [KERN 1971].

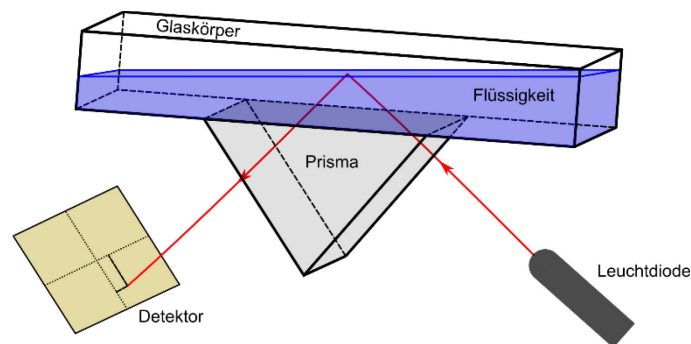


Abb. 2.6: Prinzipskizze zum Funktionsprinzip der NIVEL20

Aufgrund der sehr hohen Genauigkeit von bis zu 0,005 mrad (1") und der kompakten wartungsfreien Bauweise war und ist der NIVEL20-Neigungssensor eine wegweisende Lösung, die auch heute noch bei vielen geodätischen Instrumenten verbaut ist. Die aktuelle Generation NIVEL210/220 bietet eine Auflösung von 0,001 mrad (0,2") bei einem Messbereich von bis zu ± 3 mrad ($\pm 0,17^\circ$) [LEICA 2005]. Mithilfe eines digitalen Ausgangs kann der Sensor in Monitoringnetzwerken eingebunden werden.

Auch die Abdeckung von großen Messbereichen ist mit flüssigkeitsbasierten Neigungssensoren möglich. So bietet die Firma SHERBORNE SENSORS den kapazitiv messenden Neigungssensor SCHAEVITZ ACCUSTAR® mit einem Messbereich von $\pm 60^\circ$ bei einer Messauflösung von 0,02 mrad (4,1") an [ACCUSTAR 2024]. Ausführungen zum Messprinzip sind [HESSE 2008] zu entnehmen.

Die Messung der Neigung ist bei den flüssigkeitsbasierten Systemen zumeist zweiachsig möglich, wodurch Messabweichungen, wie der Querneigungseinfluss (siehe Abschnitt 2.3.4), vermieden bzw. bestimmt werden können. Bei einem flüssigkeitsbasierten Neigungssensor werden keine beweglichen Teile eingesetzt. Gegenüber den anderen Systemen ist dies insbesondere bei Anwendungen vorteilhafter, bei denen häufige Erschütterungen während der Messung zu erwarten sind und somit erhöhte Anforderungen hinsichtlich der Robustheit gestellt werden. Weiterführende Informationen zu Flüssigkeitssystemen und Libellen können [KAHMEN 2006, S. 73ff] und [SCHWARZ 1995, S. 104ff] entnommen werden.

2.2.2 Pendelneigungssensor

Wird eine Masse durch einen Faden mit einem festen Lager (Fixpunkt des Sensorgehäuses) verbunden, richtet sich der Faden unter dem Einfluss der Schwerkraft lotrecht aus. Bei Kippung des Gehäuses wird die Auslenkung e der Masse bzgl. seiner Ausgangslage zum Sensorgehäuse bestimmt und der Neigungswinkel β unter Kenntnis der Fadenlänge l berechnet (Abb. 2.7). Dies kann z. B. für kleine Auslenkungen mit

$$\beta = \frac{e}{l} \quad (2.1)$$

erfolgen.

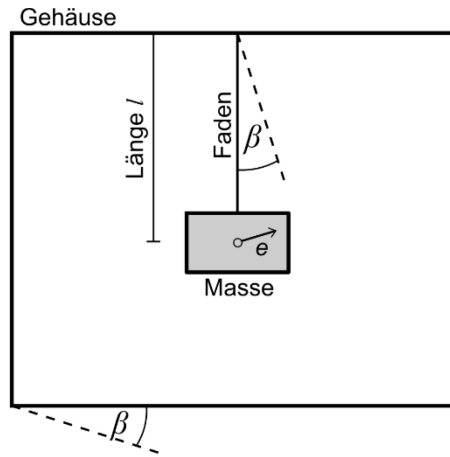


Abb. 2.7: Prinzipskizze Vertikalpendel

Um die Bewegungen des Sensors nur auf eine Achse zu beschränken oder um eine höhere Stabilität bei Erschütterungen zu gewährleisten, können mehrere Fäden zur Aufhängung verwendet werden. Die einfachste Ausführung eines Pendels ist das Fadenpendel, das aus einem an einem Faden aufgehängten Gewicht besteht und konstruktiv einem Schnurlot gleicht. Davon zu unterscheiden sind das Federpendel und das Torsionspendel, die über eigene Rückstellkräfte, die von der Schwerkraft unabhängig sind, verfügen.

Die Schwingungsdauer eines frei schwingenden Fadenpendels berechnet sich unter der Annahme von kleinen Amplituden mit

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{l}{|\vec{g}|}}. \quad (2.2)$$

Sie ist demzufolge nur von der Fadenlänge und dem Ortsfaktor $|\vec{g}|$ abhängig, jedoch nicht von der Gestalt und Masse des Pendelkörpers selbst. Beispielsweise hat ein Sekundenpendel, je nach geographischer Breite des Standortes auf der Erde, eine Länge zwischen 99,1 und 99,6 cm [MAGNUS et al. 2013].

Bei einem der ersten elektronischen Pendelneigungssensoren, die Libelle TALYVEL, ist die Pendelmasse ölgedämpft und an Fäden zwischen zwei Spulen befestigt [INGENSAND 2012, S. 252]. Durch die Befestigung an fünf Fäden werden seitliche Bewegungen (bzgl. der Messachse) und Rotationen des Pendels eingeschränkt. Ein Maß für die Lageänderung des Pendels infolge einer Sensorneigung ist die Änderung des induktiven Widerstands der Spulen [MONTAG 1964]. Die einachsigen messenden und mehrfach modifizierten Geräte sind mittlerweile seit über 40 Jahren u. a. im Bauwesen im Einsatz. Die TALYVEL 6 besitzt in der Standardausführung eine maximale Messgenauigkeit von 0,039 mrad (8,0") im Arbeitsbereich von $\pm 3,879$ mrad ($\pm 0,22^\circ$) und zeichnet sich durch eine hohe Langzeitstabilität aus. Im mittleren Messbereich kann sogar eine maximale Messgenauigkeit von 0,001 mrad (0,2") erreicht werden [TALYVEL 2025].

Die Neigungssensoren der ZEROTRONIC-Familie sind seit Jahren im Markt für anspruchsvolle, präzise Messungen etabliert. In den Sensoren ist jeweils ein Pendel an drei Archimedes-Spiralfedern (schneckenförmig aufgewickelte Metallbänder, deren Radius in Bezug zur Mittelachse proportional zur Federlänge zunimmt) aufgehängt, welches zwischen zwei Elektroden frei

schwingen kann. In Abhängigkeit von der Neigung des Systems kommt es zu Kapazitätsänderungen zwischen dem Pendel und den Elektroden, die digital ausgewertet werden [WYLER 2018, S. 22]. Die Systeme können für Messungen zwischen $\pm 0,5^\circ$ und $\pm 60^\circ$ eingesetzt werden. Die erreichten Auflösungen liegen entsprechend zwischen $3,6 \cdot 10^{-3}$ mrad (0,7'') und 0,262 mrad (54'') bei einer Messfrequenz von 10 Hz. Eine Steigerung der Auflösung kann noch bis auf maximal $5 \cdot 10^{-4}$ mrad (0,1'') erfolgen. Allerdings beträgt dann die Messdauer acht Sekunden bei einem gleitenden Mittelwert über zehn Werte [WYLER 2024, S. 156].

Im geodätischen Instrumentenbau spielt die Aufhängung eines Pendels an einem oder mehreren Fäden seit vielen Jahrzehnten eine zentrale Rolle. Zum Beispiel war die Entwicklung des Nivelliergerätes ZEISS Ni2 Anfang der 1950er Jahre, welches Abweichungen der Zielachse gegenüber der Horizontalen mit einem an vier Drähten aufgehängten Spiegel ausgleicht, zukunftsweisend. Es war das erste in Serie gefertigte Nivelliergerät mit automatischer Horizontierung [WITTE 2014]. Zur Entwicklung des im Ni2 verbauten Neigungskompensators sei auf [DRODOFSKY 1955] verwiesen.

Neben der Verwendung eines vertikalen Pendels existieren auch Geräte mit horizontalem Pendel. Dabei ist der schwerkraftabhängige Massekörper als sogenanntes Paddel ausgebildet, welches an einer vertikalen Drehachse exzentrisch befestigt ist (Abb. 2.8).

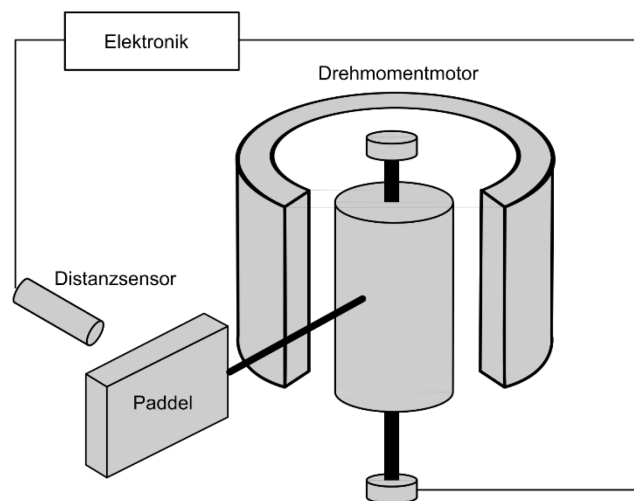


Abb. 2.8: Prinzipskizze Horizontalpendel

Die Position des Paddels wird durch einen Distanzsensor erfasst. Kommt es durch eine Kippung des Sensors und damit durch eine räumliche Verlagerung der Drehachse zu einer Lageänderung des Paddels, wird es durch einen Drehmomentmotor in seine Nulllage zurückgeführt. Bei diesem dynamischen Messverfahren wird die Neigung aus dem Haltemoment bzw. der Stromaufnahme des Motors bestimmt. Als Beispiele sind die servomechanischen Neigungssensoren der SCHAEVITZ LSOC/LSOP-Serie zu nennen, die in verschiedenen Messbereichen zwischen $\pm 1^\circ$ und $\pm 90^\circ$ Auflösungen von $5 \cdot 10^{-4}$ mrad (0,1'') bis 0,02 mrad (4,1'') erreichen [SHERBORNE 2024]. Die Linearität dieser Sensoren wird mit $< 0,02$ mrad (4,1'') bis 1,57 mrad (0,09°) angegeben. Beispielsweise wurde ein Sensor SCHAEVITZ LSOC-0120 zur Neigungsmessung im Rahmen einer Tragsicherheitsbewertung an einer Stahlbetongewölbebrücke eingesetzt [GUT-

ERMANN et al. 2013]. Der Sensor arbeitet in einem Messbereich $\pm 3^\circ$ mit einer Linearitätsabweichung von 0,05 %, was einer systematischen Messabweichung von 0,05 mrad (10,3") entspricht.

Pendelneigungssensoren messen in der Regel nur einachsig. Beim Neigungsmesssystem ZERO-MATIC der Firma WYLER AG, der in einem Messbereich von $\pm 1^\circ$ mit einer Auflösung von 0,005 mrad (1") betrieben werden kann, ist die Messung zweiachsig möglich, da im Sensor zwei ZEROTRONIC -Sensoren verbaut sind [WYLER 2022].

Wie mit den flüssigkeitsbasierten Systemen können Neigungen mit Pendelneigungsmessern mit hoher bis sehr hoher Auflösung von bis zu $5 \cdot 10^{-4}$ mrad (0,1") bestimmt werden. Nachteilig erweist sich, dass durch ein Umsetzen des Sensors oder durch Erschütterungen das Pendel je nach Messprinzip mehr oder weniger ausgelenkt wird. Es benötigt dann eine gewisse Zeit, um erneut seine Ruhelage einzunehmen, sodass eine Dämpfung notwendig sein kann. Beispielsweise erfolgt bei den ZEROTRONIC-Sensoren die mechanische Dämpfung des Pendels durch Stickstoff, da aufgrund der minimalen Viskositätsänderung von Gasen im Gegensatz zu Flüssigkeiten, diese praktisch temperaturunabhängig ist. Der elektronische Pendelneigungsmesser HIGH RESOLUTION TILTMETER (HRTM) der Firma LIPPMANN, der aufgrund seiner hohen Messwertauflösung von $1,5 \cdot 10^{-5}$ mrad (0,03") im Arbeitsbereich von 0,29 mrad (60") für Spezialneigungsmessungen eingesetzt wird, ist magnetgedämpft [HIRT & KAHLMANN 2004]. Die Aufhängung des Pendels ist mithilfe eines 0,05 mm breiten Federstahls realisiert. Zusätzlich erfolgt bei den meisten Sensoren eine mathematische Dämpfung über die Zeit, d. h. eine Glättung der Messsignale mit verschiedenen Tiefpassfiltern oder anderen Methoden, wie die Faltung mit GAUß-Kurven, die FOURIER-Transformation und die Wavelet-Transformation, wie [VORLÄNDER 2018] und [PRIKLER 2012] zeigen. Im einfachsten Fall kann einerseits auch eine Signalkumulation bzw. eine Signalmittelung durchgeführt werden. Das bedeutet, die Messung wird mehrmals wiederholt und der Mittelwert der erhaltenen Signalgrößen berechnet. Andererseits kann eine Mittelwertfilterung [HEUNECKE et al. 2013, S. 377ff] eingesetzt werden. Die beiden letztgenannten Möglichkeiten führen teilweise zu Messzeiten von wenigen Sekunden. Mit diesen Methoden können Eigenschwingungen des Pendels und ein Signalrauschen reduziert oder sogar eliminiert werden.

2.2.3 Seismische Systeme

Seismische Systeme kommen aus dem Bereich der Beschleunigungsmessungen. Beschleunigungssensoren enthalten einen Massekörper, der federnd, aber stabil mit dem Sensorgehäuse verbunden ist. Infolge von äußeren dynamischen und konstanten Beschleunigungskräften kommt es zu einer Lageänderung der Masse gegenüber dem Gehäuse, die elektronisch erfasst werden kann. Ist das System in Ruhe, kann mit

$$\beta = \arcsin\left(\frac{a}{|\vec{g}|}\right) \quad (2.3)$$

und Kenntnis des Ortsfaktors $|\vec{g}|$ aus der gemessenen, in Richtung der Messachse wirkenden Beschleunigung a der Neigungswinkel β des Sensorgehäuses bestimmen werden. Dabei ist bei Absolutmessungen zu beachten, dass der Ortsfaktor von der geographischen Breite auf der Erde abhängig ist. Für relative Messungen, also die Messung von Neigungsänderungen gilt dies

nicht; der Ortsfaktor kann als konstanter Parameter angenommen werden. Ein Neigungssensor, der nach diesem Prinzip arbeitet, ist heutzutage u. a. in den meisten Smartphones in Form eines Micro-Electro-Mechanical System (MEMS) verbaut. Dieses beinhaltet Beschleunigungssensoren, mit denen die Neigung des Mobiltelefons bestimmt wird. Solche miniaturisierten Sensoren sind Feder-Masse-Systeme, bei denen die Masse mit wenigen Mikrometer breiten Silicium-Stegen (Feder) elastisch mit dem Gehäuse verbunden ist. Die Auslenkung der Masse wird meist kapazitiv gemessen (Abb. 2.9).

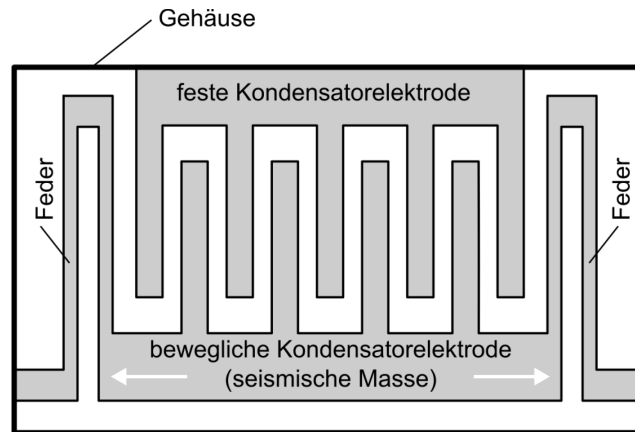


Abb. 2.9: Prinzipieller Aufbau eines MEMS-Sensors

Seismische Systeme zeichnen sich durch ihren großen Messbereich und eine sehr hohe Robustheit aus. Zudem eignen sie sich hervorragend für Aufgaben, bei denen hohe Messfrequenzen erforderlich sind. Die Auflösung kann bis zu 0,01 mrad (2,1") betragen, wobei die Sensoren meist eine starke Drift aufweisen (siehe Nullpunktabweichung, Abschnitt 2.3.1) und daher in kurzen Zeitintervallen kalibriert werden müssen. Die Firma ALTHEN GmbH produziert z. B. MEMS-Neigungssensoren für Anwendungen u. a. im Bereich Brückenmonitoring. Die MEMS-Neigungssensoren der JDI-100/200 Serie sind digital temperaturkompensierte Neigungsmesser, die in ein- und zweiachsigen Konfigurationen eine absolute Messgenauigkeit von 0,26 mrad (54") über einen Messbereich von bis zu 60° bieten [ALTHEN 2022]. Die relative Messgenauigkeit wird mit 0,07 mrad (14") und die Linearität mit 0,21 mrad (43") bis 0,42 mrad (86") im genannten Messbereich angegeben.

Das stationäre Ketteninklinometermesssystem der Firma INTERFELS GmbH verwendet in jedem Messglied bis zu zwei MEMS-Sensoren, sodass die Überwachung und Darstellung von horizontalen und vertikalen Deformationen in Böden, Fels oder an Bauwerken mit einer Genauigkeit von 0,08 mrad (16") bei einem Messbereich von $\pm 30^\circ$ möglich ist [INTERFELS 2024].

Alle Neigungssensoren reagieren auf Trägheitskräfte und sonstige äußere Kräfte, die neben der Schwerkraft wirken, mit beschleunigungsproportionalen Anzeigen. Jeder Neigungssensor ist folglich ein Beschleunigungssensor und umgekehrt. Damit verbunden ist jedoch der Umstand, dass eine Trennung dieser beiden Messgrößen oftmals schwierig ist. Auf diese Problematik wird in Abschnitt 2.3.6 eingegangen.

2.2.4 Faseroptische Systeme

Nachfolgend werden einige faseroptische Neigungssensoren vorgestellt, die am Markt verfügbar oder in der Entwicklung sind. Die Systeme sind nicht in Konkurrenz zu den bisher vorgestellten Prinzipien einzuordnen. Oftmals wird bei den faseroptischen Sensoren der Bezug zur schwerkraftabhängigen Lotrichtung auch über ein Schwerependel hergestellt. Aber auch Konzepte zu flüssigkeitsbasierten Systemen sind vorhanden [SHIMIZU et al. 2018]. Die physikalischen Grundlagen zu den Messprinzipien von faseroptischen Neigungssensoren werden ausführlich in Kapitel 3 erläutert.

Die Neigungssensoren der Firma HBM FIBERSENSING S.A. sind Sensoren, die mithilfe von zwei Faser-Bragg-Gittern (FBG, siehe 3.5.1) kleine Winkeländerungen bzgl. der Vertikalen messen. Die im Sensor umgesetzte Konfiguration der FBG ist vom Hersteller nicht weiter erläutert. Die lt. Unternehmen robusten und passiven Sensoren ermöglichen eine effektive Temperaturkompensation und eignen sich für Fernabtastungen in Überwachungsanwendungen. Beispielsweise beträgt beim FS64TLS-Sensor der Messbereich $\pm 5^\circ$ bei einer Einschwingzeit von 1,5 Sekunden. Die maximale Kalibrierabweichung ist mit 0,87 mrad ($0,05^\circ$) und der Temperaturkoeffizient des Kennwerts mit $< 0,05$ mrad ($10,3''$) je Kelvin angegeben. Die typische Messgenauigkeit beträgt 1,6 mrad ($0,09^\circ$) bei einer Auflösung von 0,036 mrad ($7,4''$) [HBM 2022]. Die französische Firma SCAIME S.A.S. bietet ebenfalls einen faseroptischen Sensor an, der die Neigung in einer Achse mithilfe eines FBG bestimmt. Ein zweites FBG wird zur Temperaturkorrektur genutzt. In einem Messbereich von $\pm 3^\circ$ wird eine Auflösung von 0,035 mrad ($7,2''$) erreicht. Der Hersteller gibt eine kombinierte Abweichung von 0,5 % des Messbereiches, also 0,52 mrad ($108''$), bei einer Antwortzeit von ≤ 20 s an [SCAIME 2024].

Die Entwicklung von faseroptischen Neigungssensoren ist weltweit ein aktueller Forschungsschwerpunkt. [ZHANG et al. 2023] zeigen die Entwicklung eines faseroptischen Neigungssensors zur Verwendung in Inklinometerrohren. Dabei wird die Dehnung der Pendelaufhängung eines frei schwingenden Schwerependels mithilfe zweier FBG gemessen, woraus dann die Neigung abgeleitet wird. In Kalibrierungsmessungen konnte eine Auflösung von 0,18 mrad ($37''$) und eine Messgenauigkeit von 2,6 mrad ($0,15^\circ$) über einen Messbereich von $\pm 30^\circ$ nachgewiesen werden.

Im Weiteren stellen [LI et al. 2020], [XU et al. 2019] und [ZHENG et al. 2019] Entwicklungen von faseroptischen Neigungssensoren für die Bereiche des Bauwesens vor, die ebenfalls mithilfe von FBG die Lageveränderung eines Schwerependels messen und daraus die Neigung zum Teil biaxial ableiten. [CHEN et al. 2019] messen die Signalintensität einer in einer Flüssigkeit befindlichen gekrümmten Lichtleitfaser (siehe Kapitel 3). Kommt es infolge von Neigungsänderungen des Flüssigkeitsbehälters zu einer Lageänderung der Flüssigkeit und damit zu Änderungen in der Krümmung der Faser, sind Intensitätsänderungen des Sensorsignals messbar. Im Umkehrschluss wird gezeigt, wie aus den detektierten Signalunterschieden Aussagen über die Sensorneigung ableitbar sind. Die interferometrische Abstandsmessung wird in [ZHUANG et al. 2018] genutzt, um die Bewegung eines Schwerependels zu bestimmen und daraus auf die Neigung zu schließen. In den letztgenannten Forschungsberichten fehlen jedoch Kalibrierungsmessungen, um fundierte Angaben zu Messgenauigkeiten geben zu können. Es werden lediglich allgemeine Angaben zur Messauflösung gemacht, die zwischen wenigen zehntel Grad [ZHENG et al. 2019] und einiger Nanoradian [ZHUANG et al. 2018] liegen.

Ein weiterer an der TU Graz entwickelter faseroptischer Neigungssensor leitet die Neigungen in zwei Achsen aus den Verformungen eines faseroptischen Sensorelements ab. Das Sensorelement ist eine Glasfaser, die einem einseitig eingespannten Balken mit punktförmiger Masse am freien Ende entspricht. Das Licht, welches aus dem Ende des Lichtwellenleiters austritt, trifft auf eine PSD. Anhand des zweidimensional bestimmbaren Auftreffpunktes des Lichts auf der PSD wird die Neigung berechnet. Da hierzu eine Stromversorgung des Sensors notwendig ist, zählt der Sensor zu den aktiven Sensoren. Im Arbeitsbereich des Prototyps von $\pm 30^\circ$ wird eine Genauigkeit von rund 0,7 mrad ($0,04^\circ$) erreicht [MACHEINER 2010, S. 151].

2.2.5 Sonstige Systeme

Eine Möglichkeit, die Neigung eines Objektes hochgenau zu messen, ist das Verfahren der *Autokollimation* [KAHMEN 2006, S. 65ff]. Dazu wird eine Autokollimationseinheit verwendet, die an der Okularseite eines Theodolitfernrohrs angeschlossen wird. Am Objekt, von dem die Neigung oder Neigungsänderung bestimmt werden soll, wird ein *Planspiegel*, dessen Spiegelfläche annähernd senkrecht zur Zielachse des Fernrohrs positioniert sein sollte, angebracht (Abb. 2.10).

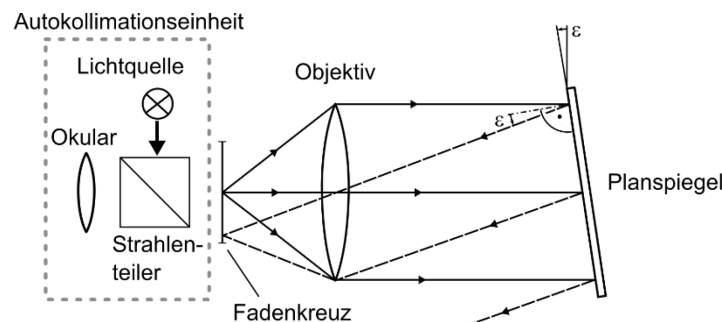


Abb. 2.10: Prinzip der Autokollimation

Mithilfe der Autokollimationseinheit werden am Okular Lichtstrahlen in den Strahlengang des Fernrohrs eingebracht, die aufgrund der Fokussierung des Fernrohrs auf unendlich ausgehend vom Objektiv parallel zur Zielachse verlaufen. Diese beleuchten das Fadenkreuz, verlassen das Fernrohr und werden vom *Planspiegel* reflektiert. So entsteht ein Bild des reflektierten Fadenkreuzes im Okular. Ist das Fernrohr exakt senkrecht zum Spiegel orientiert, steht das reflektierte Bild in Koinzidenz mit dem realen Fernrohrfadenkreuz. Wird nun der Spiegel um den Winkel ε geneigt oder verdreht, kann durch Nachführen des Fernrohrs (Ändern des Horizontal- und Vertikalwinkels des Fernrohrs mittels Feintriebschrauben) die Koinzidenz wiederhergestellt werden. Die für die Nachführung benötigte Winkeländerung entspricht dem Neigungswinkel bzw. Drehwinkel des Spiegels. Das als ideale Zielmarke eingesetzte Fadenkreuz kann präzise anvisiert werden. Zudem muss die Fokussierung des Fernrohrs während der Messung nicht verändert werden und der Lichtweg durch die Atmosphäre ist kurz, sodass meteorologische Änderungen die Messung kaum beeinflussen. Daher eignet sich dieses Verfahren zur hochgenauen Messung von kleinen Winkeländerungen. Dabei richtet sich der Messbereich nach dem Abstand zwischen Theodolit und Spiegel sowie nach der Größe des Spiegels. Da das Bild des Fadenkreuzes über eine Reflexion am Spiegel erfolgt, entspricht die Einstellgenauigkeit der Koinzidenz der doppelten Anzielgenauigkeit. Die Genauigkeit ist abhängig von der

Winkelmessgenauigkeit des verwendeten Theodolits. Bei modernen Tachymetern kann diese $2,4 \cdot 10^{-3}$ mrad (0,5'') betragen. Absolute Neigungsmessungen sind ebenfalls möglich, wenn die Differenz des am Theodolit abgelesenen Vertikalwinkelwertes zu 100 gon berechnet wird (bei horizontiertem Aufbau des Theodolits). Das Verfahren wird vorwiegend für Kalibrierungsmessungen eingesetzt [HAUTH & SCHLÜTER 2013]. Für die dauerhafte Neigungsmessung bei Monitoringaufgaben ist die Autokollimationseinheit in Verbindung mit einem Tachymeter aufgrund der manuellen Ablesung nur bedingt geeignet. Für eine automatisierte Messung existieren auch elektronische Autokollimatoren, wie der ELCOMAT-5000 der Firma MÖLLER-WEDEL OPTICAL GmbH. Er ist für verschiedene Messbereiche von bis zu 14,5 mrad (0,8°) verfügbar. Dabei erreicht er z. B. in einem Messbereich von 0,1 mrad (20'') eine Genauigkeit von $5 \cdot 10^{-4}$ mrad (0,1'') [ELCOMAT 2024].

[YANG et al. 2020] zeigen, wie mit Methoden der digitalen Bildverarbeitung die Bestimmung von Neigungsänderungen von Gebäuden möglich ist. Dazu bestimmen sie die Position von zwei künstlichen Markierungen in Bezug zur Lotlinie und ermitteln daraus den Neigungswinkel des Gebäudes mit einer absoluten Abweichung $< 1,22$ mrad (0,07°). Ebenfalls mit Computer Vision Methoden wird die Neigung eines Schwebpendels bestimmt. Dabei befindet sich an der Pendelunterseite ein Schachbrettmuster, dessen Positionsänderungen aus den Bildern einer unterhalb am Sensorboden befestigten Kamera ermittelt wird [CHEN et al. 2020]. Bei Messungen im Labor lag die erreichte Genauigkeit des Messsystems bei 0,52 mrad (0,03°). In Feldversuchen in einem Entwässerungstunnel konnte seine Einsatzfähigkeit nachgewiesen werden.

2.3 Genauigkeitsrelevante Einflussparameter

In diesem Abschnitt wird ein Überblick über die genauigkeitsrelevanten Einflussparameter bei der Messung mit Neigungssensoren gegeben. Da die Neigung mithilfe einer Übertragungsfunktion (Kennlinienfunktion) aus dem eigentlichen Messwert des Sensors berechnet wird, sind vor allem systematische Abweichungen der Kennlinie zur realen Übertragungsfunktion maßgebend. Im Weiteren beeinflussen Abweichungen, die sich erst während des Betriebs einstellen, wie die Nullpunkt- und die Maßstabsabweichung, die Messgenauigkeit. Deren Einflüsse sind in Abb. 2.11 prinzipiell dargestellt. Durch die Addition der Einflüsse kann es zu einer großen Abweichung zwischen der approximierten Kennlinie des Sensors und der tatsächlichen, realen Übertragungsfunktion kommen.

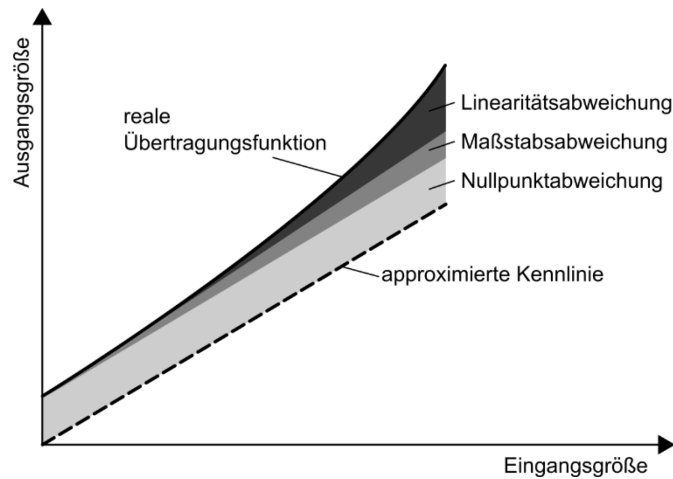


Abb. 2.11: Überblick über den Einfluss von Kennlinienabweichungen

Die Abbildung zeigt, dass eine Abweichung zwischen realer und approximierter Übertragungsfunktion bedingt durch eine Nullpunktabweichung über den gesamten Messbereich vorliegt, sodass ein Vermeiden bzw. eine Korrektur bzgl. der Messgenauigkeit bei Absolutmessungen von großem Vorteil ist. Eine relative Neigungsmessung kann dennoch fehlerfrei erfolgen. Maßstabs- und Linearitätsabweichungen nehmen mit steigender Entfernung zum Nullpunkt bzw. zu den Grenzen des Messbereiches signifikant zu.

Einen guten Überblick zu statischen und dynamischen Eigenschaften von ausgewählten Neigungssensoren geben [WOSCHITZ 2009] und [MACHEINER et al. 2009].

2.3.1 Kennlinienabweichung

Linearitätsabweichung

Die Verwendung von linearen Funktionen zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der Neigung und dem physikalischen Messwert bietet – wie bereits beschrieben – große Vorteile. Allerdings haben Neigungssensoren oftmals eine nichtlineare Kennlinie (Abb. 2.2). Daher wird z. B. der mittlere Bereich (in der Nähe des Nullpunktes) der Kennlinie eines nichtlinearen Sensors durch eine Gerade approximiert und die maximalen Abweichungen durch die Angabe einer Linearitätsabweichung im Datenblatt beschrieben [SCHWENK et al. 2008]. Verschiedene Angaben zur Linearität in Abhängigkeit des Messbereiches sind auch möglich. Diese systematische Abweichung ist bei Messungen zu berücksichtigen.

Nullpunktabweichung

Infolge von Änderungen der Umgebungseinflüsse, wie Temperatur, Luftdruck und Luftfeuchte, einer damit verbundenen Erwärmung der elektronischen Bauteile und einer mechanischen Verformung der Sensorkomponenten sowie einer Alterung der Sensorbauteile kommt es zu einer Nullpunktdrift, d. h. zu einer Verlagerung der Nullstelle der Kennlinie. In diesem Zusammenhang wird auch oftmals von einer Messgerätedrift gesprochen. Häufig wird im Datenblatt die Nullpunktabweichung als zeitabhängiger Wert (z. B. in Prozent je 24 h) oder als temperaturabhängige Größe (mV/K) angegeben. In nahezu allen praktischen Anwendungen ist es jedoch nur schwer möglich, zwischen tatsächlicher Neigungsänderung und Drift der Nullpunktlage zu un-

terscheiden. Dies stellt gerade für langfristige Überwachungsaufgaben mit geringen Deformationsbeträgen ein großes Problem dar. Kommt es zu einer Verschiebung des Nullpunktes, meist auch als Offset bezeichnet, muss dieser i. d. R. vor einer Weiterverarbeitung der Ausgangsdaten bestimmt und als Korrektur angebracht werden, da es sonst zu einer systematischen Verfälschung der Messwerte kommt. Diese Problematik zeigt sich z. B. bei einigen der in [MORGENTHAL et al. 2019b] untersuchten Sensoren. Daher sollten Neigungssensoren regelmäßig überprüft und eventuell neu kalibriert werden. Liegt eine lineare Kennlinie vor, ist eine einfache Prüfmöglichkeit die Umschlagmessung bzw. das Messen in zwei Lagen. Dazu wird der Neigungssensor nach der Messung in seiner Ausgangslage (Lage I) um 180° um die vertikale Achse gedreht, wieder aufgesetzt und eine zweite Messung (Lage II) durchgeführt. So können zum einen die Absolutneigung und zum anderen auch die Nullpunktabweichung des Sensors bestimmt werden; der Berechnungsablauf ist in [SCHWARZ 1995, S. 104] beschrieben. Nur wenige Neigungssensoren können automatisch eine Zwei-Lagen-Messung durchführen. Beispielsweise wird beim Neigungsmesssystem ZEROMATIC der Firma WYLER AG [WYLER 2022] dieses Verfahren angewendet, sodass durch regelmäßige, automatische Umschlagmessungen eine auftretende Drift des Nullpunktes kompensiert werden kann.

Maßstabsabweichung

Im Allgemeinen berechnet sich der Maßstab eines Sensors durch den Quotienten aus Ausgangssignalspanne und der Differenz von Messbereichsanfang und -ende (Messbereich). Durch Änderungen der Umgebungseinflüsse, vor allem durch starke Temperaturdifferenzen zwischen Kalibrierung und Feldeinsatz sowie Sensoralterung, entstehen Änderungen in der Empfindlichkeit des Sensors. Dies wird oftmals als Maßstabsabweichung bezeichnet. Er kann durch eine Umschlagmessung nicht erfasst werden. Beispielsweise ist die Bestimmung von Maßstabsabweichungen aber durch eine definierte mechanische Verstimmung, wie es im Neigungssensor DMT-Rotlevel [SCHWARZ 1995, S. 118] umgesetzt ist, möglich. In der Regel muss für eine Maßstabsbestimmung eine Sensorkalibrierung durchgeführt werden.

2.3.2 Einlaufverhalten

Durch die Inbetriebnahme jedes elektronischen Messgerätes ändern sich die geräteintern vorliegenden Temperaturen der elektronischen Bauteile (z. B. Chips, Widerstände, Kondensatoren und Dioden). Dadurch kann es infolge der inneren Erwärmung des Sensors zu sogenannten Einlaufeffekten kommen, d. h. es erfolgt eine Veränderung der Messgröße bis sie einen konstanten Wert einnimmt. Daher ist es immer ratsam, vor Beginn der Messwerterfassung den Sensor eine gewisse Zeit im „Leerlauf“ zu betreiben und die gewünschten Messungen erst bei einem stabilen Temperaturzustand des Messgerätes durchzuführen. Normalerweise genügen dafür einige Minuten. Beispielsweise ist das Einlaufverhalten des SERVOK-BEAM TYP 8330A2.5 der Firma KISTLER nach ca. 10 Minuten weitestgehend abgeschlossen und der Sensor zeigt ein quasi-lineares Verhalten (Abb. 2.12).

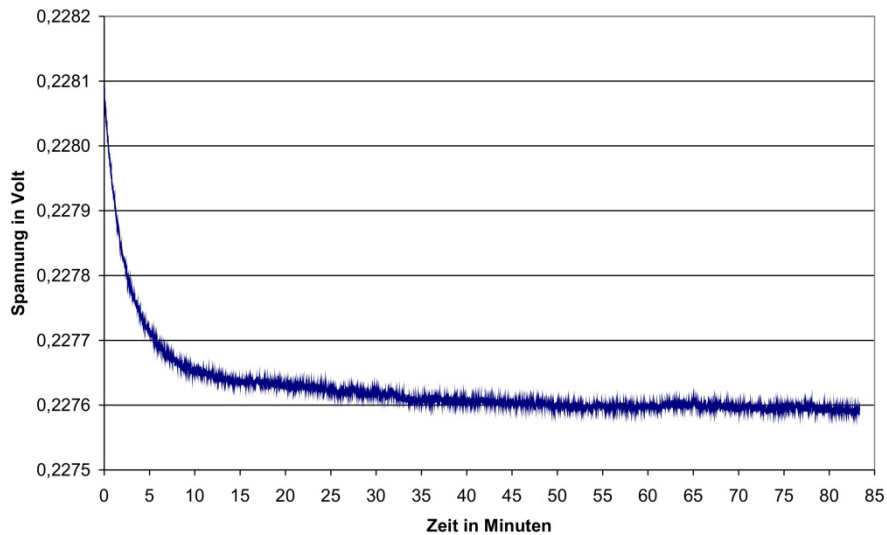


Abb. 2.12: Einlaufverhalten des SERVOK-BEAM TYP 8330A2.5 [NEITZEL et al. 2007]

Manche Sensoren benötigen keine Aufwärmzeit, bis stabile Daten ausgegeben werden, andere benötigen weit mehr als eine Stunde. [WOSCHITZ 2009] zeigt, dass Neigungsänderungen von bis zu 3,31 mrad ($0,19^\circ$) während Akklimatisationszeiten von 4 bis 40 Minuten/K auftreten können.

2.3.3 Hysterese

Laut [DIN 1319-1] ist die Umkehrspanne die Differenz der Anzeigen, die für den gleichen Wert der Messgröße erhalten wird, falls sich die Marke des Messgerätes einmal von kleineren und einmal von größeren Werten ausgehend, stetig oder schrittweise langsam einstellt. Zu ein und demselben Wert einer Eingangsgröße ergeben sich also zwei verschiedene Ausgangswerte, die von der vorausgegangenen Aufeinanderfolge der Eingangsgrößen abhängen. Die Umkehrspanne, als quantitatives Maß für die Hysterese, ist die Differenz dieser Werte (Abb. 2.13).

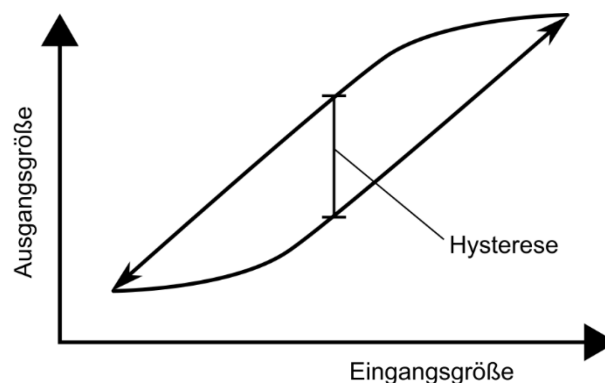


Abb. 2.13: Charakteristik einer Hysterese

Im Allgemeinen lässt sich zum Hystereseverhalten in der Literatur bzw. in den Herstellerangaben wenig finden. Wenn, dann wird ihr Einfluss in Prozent des Messbereiches angegeben (% FS). Oftmals werden die Einflüsse einer Hysterese mit einer angegebenen Wiederholgenauigkeit ausgedrückt.

2.3.4 Querneigungseinfluss

Als Querneigungseinfluss oder Querneigungsempfindlichkeit wird eine systematische Messwertabweichung bezeichnet, die auftreten kann, wenn eine Neigung quer zur Messrichtung stattfindet. Viele Hersteller geben den Einfluss als Prozentwert, als maximalen Fehlerwert oder stufenweise in Abhängigkeit des Querneigungsbereiches an. Beim Betrieb des Sensors sollten auftretende Querneigungen ausgeschlossen oder mithilfe eines zweiten Sensors ermittelt und berücksichtigt werden. Von Vorteil sind zweiachsig arbeitende Neigungssensoren, da simultan die Neigung in Messrichtung und die Querneigung gemessen wird und folglich auch die Hauptneigungsrichtung bestimmt werden kann. Ein Ergebnis von Untersuchungen zu Querneigungseinflüssen zeigt Abb. 2.14.

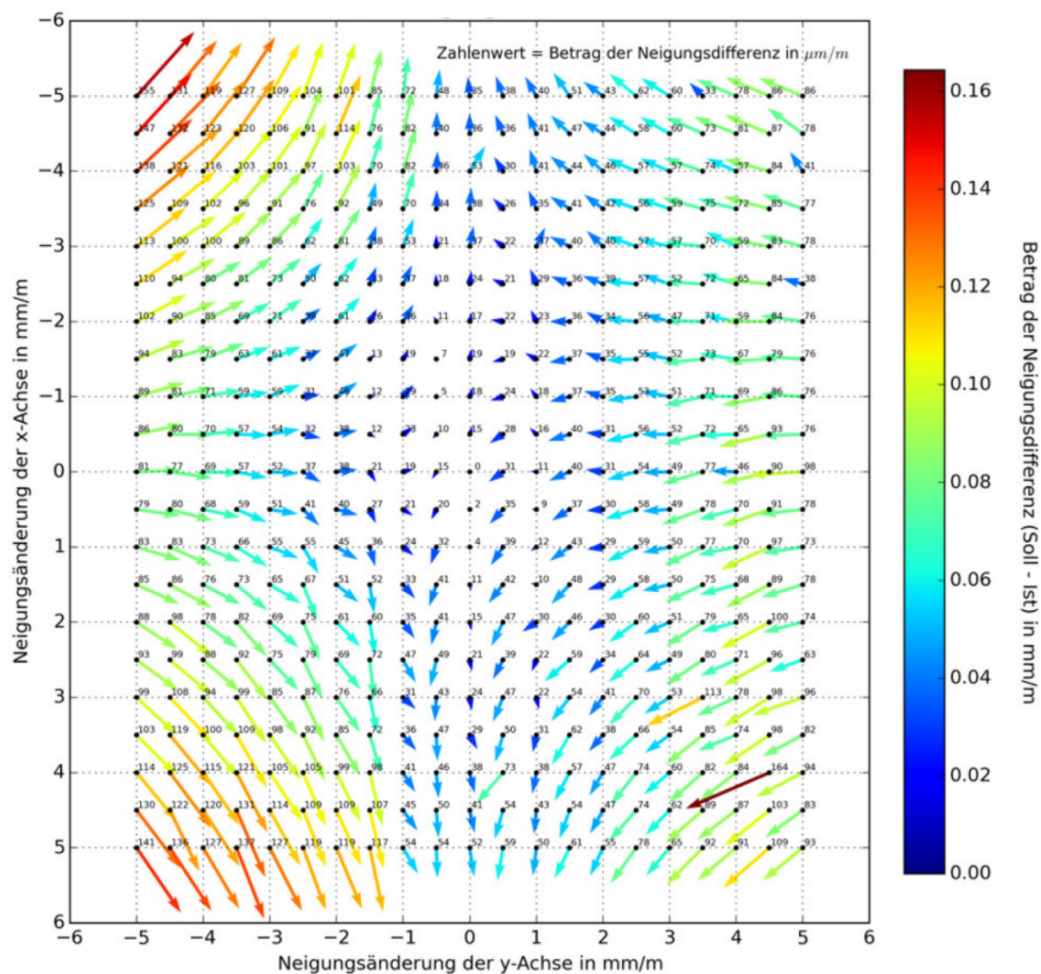


Abb. 2.14: Auswirkung von Querneigungen [FEDAN & SCHWARZ 2019, S. 30]

Die in zwei Raumrichtungen (x - und y -Achse) gemessenen Neigungswerte werden mit den Sollwerten verglichen. Die Abweichungen sind zu Vektoren zusammengefasst, deren Beträge zahlenmäßig in der Dimension mm/m ($\sim$ mrad) angegeben sind. Im untersuchten Messbereich von ± 5 mrad ($\pm 0,29^\circ$) zeigt sich in diesem Beispiel ein sehr symmetrisches Erscheinungsbild mit geringen Auswirkungen der Querneigung. Deutlich zu erkennen ist jedoch die Zunahme des Einflusses bei steigender Neigung. Am Neigungspunkt $x = 4,0$ mm/m und $y = 4,5$ mm/m liegt vermutlich ein Messfehler vor.

2.3.5 Kreuzungsabweichung

Die Messung der Neigung erfolgt bei jedem Sensor in einer definierten Achse. Eine Kreuzungsabweichung (veraltet: Kreuzungsfehler) tritt auf, wenn die Kennzeichnung der Messachse am Gehäuse (Pfeil oder Anschlagmarkierung) nicht mit der eigentlichen Messachse übereinstimmt oder, wenn durch fehlerhaften Einbau des Sensors die Neigung des Objektes nicht in der Achse erfolgt, in der der Sensor die Neigung bestimmt. Die Messachse sollte also mit der Neigungsachse übereinstimmen. Zur Abschätzung dieser Abweichung können die Herstellerangaben zum Querneigungseinfluss genutzt werden. Zu beachten ist dies auch bei der Durchführung einer Umschlagmessung.

2.3.6 Sonstige Einflüsse

Viele Parameter des Sensors, wie z. B. die Empfindlichkeit und der Nullpunkt, sind temperaturabhängig. Grundsätzlich spielen dabei die Temperatureigenschaften der im Sensor verwendeten Materialien, das Messprinzip und die Bauweise des Sensors eine große Rolle. So kann es infolge von Temperaturänderungen nicht nur zum thermischen Driften der Nullpunktverschiebung, sondern auch zur Dehnung von Konstruktionsteilen und zu Spannungen bei Klebungen und Verschraubungen am Einbauort kommen. Daher ist die mechanische Adaption mit dem Messobjekt entscheidend für die Qualität der Messungen. Beispielsweise führen Temperaturunterschiede zwischen Ober- und Unterseite einer Messplatte zu Durchbiegungen, die das Messergebnis verfälschen können. Beim Langzeitmonitoring mit Neigungsmesssystemen sollte am Installationsort der Sensoren über mechanisch definierte Referenzflächen bzw. -punkte die Möglichkeit geschaffen werden, manuelle Neigungsmessungen vornehmen zu können. So kann zum einen die Richtigkeit der elektronischen Neigungsmessungen in regelmäßigen Zeitabständen manuell überprüft und zum anderen die Zeitreihe der Neigungsmessungen ohne Unterbrechung, wenn z. B. ein Neigungssensor defekt ausfällt und ausgetauscht werden muss, fortgesetzt werden [DGGV 2021].

Vor allem Pendelneigungsmesser sind auch für Horizontalbeschleunigungen empfindlich. Diese werden u. a. durch natürliche Mikroseismik und seismisches Hintergrundrauschen (infolge von Wind) verursacht und überlagern das Messsignal. Die Hauptursache für die natürliche Mikroseismik ist die Wellenbewegung auf den Ozeanen, die sich überwiegend in einem Spektralbereich von etwa 0,1 Hz bis 0,5 Hz über alle Kontinente ausbreitet. Weitere örtlich variierende Einflüsse sind Erdbeben und Gezeiten, aber auch Maschinenbetrieb und Straßenverkehr. Eine ausführliche Diskussion der Mikroseismik hinsichtlich ihrer spektralen Eigenschaften findet sich in [KLINGE et al. 2002]. Hochfrequente Anteile können durch Tiefpassfilterung eliminiert werden, verbleibende niederfrequente Anteile lassen sich nur schwer von der Neigung separieren [HIRT & KAHLMANN 2004]. Daher werden oftmals neben Neigungssensoren auch Beschleunigungssensoren verbaut [TSIAPOKI et. al. 2022] oder die Trennung beider Messgrößen erfolgt durch eine aufwendige Berechnung unter Berücksichtigung von Offsetwerten und Korrekturfaktoren [MEROETH & SORA 2021, S. 439ff].

Innere Störeinflüsse, die ihre Ursache im Messgerät selbst haben, wie Spiel und Reibung in mechanischen Lagern oder Leitungskapazitäten in Verstärkern, können ebenfalls zu Nichtlinearitäten führen. Im Weiteren kann es in jedem Sensor aufgrund von Alterung zu Einflüssen auf

die Messwerte kommen. Diese sind schwer beschreibbar und nur mit hohem Aufwand in Langzeitversuchen näherungsweise zu erklären. Zudem können Änderungen des Luftdrucks und der Luftfeuchtigkeit, mechanische Erschütterungen, Schwankungen der Versorgungsspannung (Sensor, Verstärker, Schaltung) sowie elektrische und magnetische Felder zu Störungen führen bzw. das Messergebnis verfälschen. Anomalien, die bei der Digitalisierung der analogen Sensorsignale durch die Analog-Digital-Wandlung auftreten, wie [HIRT & KAHLMANN 2004] zeigen, sollen nicht unerwähnt bleiben. So ist zur Vermeidung von solchen Abweichungen in den Sensorsignalen bei der Überwachung einer Produktionsanlage im Bergwerk Ensdorf bei Saarlouis eine umfangreiche Sensorelektronik entwickelt worden [JAKOBS et al. 1998]. Weitere Informationen zu Einflüssen, die zu Abweichungen bei der Signalmessung führen, können [STEARNES & HUSH 1999] und [LEÓN 2015] entnommen werden.

Für hochgenaue Neigungsmessungen, die z. B. beim Großringlaser „G“ im Geodätischen Observatorium Wettzell und dem Teilchenbeschleuniger Large Hadron Collider (LHC) am Europäischen Kernforschungszentrum CERN benötigt werden, müssen Änderungen der lokalen Lotlinie aufgrund der Gezeiten, Anziehungseffekte durch Masseverteilungen, variierende Auflasten der Atmosphäre durch den Wechsel von Hoch- und Tiefdruck sowie lokal wirkende thermoelastische oder hydrologisch induzierte Verformungen des Untergrundes berücksichtigt werden. Die genannten Einflüsse sind lokal unterschiedlich und liegen im Bereich von 10^{-3} mrad (0,2") und 10^{-6} mrad (0,0002") [KLÜGEL et al. 2005]. Sie werden mithilfe von sensiblen Neigungssensoren bestimmt und mit umfangreichen Berechnungsverfahren modelliert [KLÜGEL & WZIONTEK 2009]. Für diese Arbeit sind sie nicht relevant.

2.4 Vergleichende Bewertung der Messsysteme

Aufgrund der unterschiedlichen Funktionsprinzipien und den verschiedenen Anforderungen und Spezifikationen existiert eine sehr große Palette an Sensoren auf dem Markt. Die Messung von Neigungen kann über große Messbereiche und/oder mit sehr hoher Genauigkeit erfolgen. Für Messungen in Monitoringprogrammen, bei denen die statische, kontinuierliche Überwachung von Ingenieurbauwerken, geotechnischen Anlagen sowie Produktionsanlagen im Vordergrund steht, reicht oftmals ein kleiner Messbereich von wenigen Grad aus. Größere Veränderungen sind nicht zu erwarten bzw. würden eine Schädigung des Bauwerks (und damit einen Notfall) nach sich ziehen. Eine Messgenauigkeit von ca. 0,2 mrad (41") ist für solche Anwendungen oftmals ausreichend [WOSCHITZ 2009]. In [MORGENTHAL et al. 2019b] werden Anforderungen an die Neigungsmessung bzw. an die dafür notwendige Sensorik für verschiedene Anwendungsszenarien im Bereich der neigungsbasierten Bauwerksüberwachung (Gewährleistung eines sicheren Betriebs, Monitoring von geotechnischen Ereignissen und Einsatz an historischen Bauwerken) definiert. Die Anforderungen an die Messung variieren geringfügig zwischen den Einsatzszenarien. Die zu erfassenden Neigungen sind in der Regel auf einen Arbeitsbereich von ± 5 Grad beschränkt. Ein Grenzwert zur Bestimmung von kritischen Neigungen wird mit 0,87 mrad (0,05°) angegeben, wobei die Auflösung in der Bestimmung von relativen Neigungsänderungen im Bereich von 0,04 mrad (7") bis 0,09 mrad (18") betragen sollte. Für Neigungsmessungen mithilfe von Vertikal-Inklinometern wird im Allgemeinen eine Auflösung von 0,1 mrad (21") gefordert [WITTE et al. 2020, S. 607]. Die Messwerterfassung ist für die

diskutierten Anwendungsfälle mit einem Messwert je Sekunde bis zu einem Messwert je Minute ausreichend.

Die genannten Messgenauigkeiten und -auflösungen können bisher von Sensoren mit den aufgeführten Funktionsprinzipien bis auf die faseroptischen Neigungssensoren geleistet werden. Den angeführten Messbereich decken alle Funktionsprinzipien ab. Allerdings zeigt sich, dass mit Neigungssensoren, bei denen ein Pendelsystem vorliegt, höhere Messgenauigkeiten im Vergleich zu den anderen Sensorgruppen möglich sind. Allgemein ist jedoch zu beachten, dass hohe Messgenauigkeiten oftmals nur bei niedriger Messfrequenz und Mittelwertbildung über mehrere Messungen erreicht werden.

Die beschriebenen genauigkeitsrelevanten Einflussparameter können die Messungen bei allen Sensorsystemen beeinträchtigen. Bei MEMS-Sensoren ist im Allgemeinen eine Drift des Nullpunktes stärker ausgeprägt als bei anderen Funktionsprinzipien. So ist z. B. die Nullpunktabweichung bei den MEMS-Sensoren der POSITION-CONTROL GmbH um Faktor 3 gegenüber den vertriebenen Pendelneigungssystemen größer. Im Allgemeinen liegen die Nullpunktstabilitäten zwischen $0,035 \text{ mrad}$ ($7,2''$) und $1,75 \text{ mrad}$ ($0,1^\circ$), was in Sensoruntersuchungen bestätigt wurde [WOSCHITZ 2009]. Mithilfe einer Umschlagmessung kann die Nullpunktabweichung bestimmt werden. Dies ist allerdings nur realisierbar, wenn die Kennlinienfunktion linear ist und ein Zugang zum Sensor oder eine automatische Messung möglich ist. Die automatisierte Umschlagmessung spiegelt sich allerdings auch in einem höheren Sensorpreis wider. Hinsichtlich des Hystereseverhaltens finden sich in der wissenschaftlichen Literatur sowie in den Herstellerangaben nur wenige Angaben. Oftmals werden die Einflüsse einer Hysterese mit einer angegebenen Wiederholgenauigkeit ausgedrückt. Aus eigenen Erfahrungen in der Verwendung von verschiedenen Sensoren lässt sich sagen, dass aufgrund der notwendigen mechanischen Befestigung des Lotsensors eine Hysterese bei keinem Funktionsprinzip völlig ausgeschlossen werden kann.

Das Schwingverhalten und damit die Sensitivität gegenüber Erschütterungen, Stößen o. ä. ist bei der geometrischen Neigungsmessung, bei der sich der Lotsensor frei bewegen kann, größer als bei der dynamischen Neigungsmessung, bei der der Lotsensor in seiner Nulllage gehalten wird. Sensoren, die die Auslenkung des Lotsensors messen, werden daher überwiegend für quasi-statische Messungen eingesetzt. Sensoren, die eine (Rückstell-)Kraft als neigungsproportionales Signal messen, werden für dynamische Messungen bevorzugt. In der geometrischen Neigungsmessung werden die Auslenkungen des Lotsensors infolge von Erschütterungen und eventuellen Eigenschwingungen üblicherweise gedämpft. Dies kann mechanisch oder mathematisch erfolgen. Eine mathematische Dämpfung über die Zeit führt aber teilweise zu Messzeiten von wenigen Sekunden.

Nur einige faseroptische Sensoren benötigen im Gegensatz zu allen anderen keine Stromversorgung zum Betrieb. Dadurch haben sie eine hohe Eigensicherheit, sind gegenüber elektromagnetischen Feldern immun und sind ohne zusätzliche, teilweise sehr aufwendige Schutzmaßnahmen in blitz- und explosionsgefährdeten Umgebungen störungsfrei einsetzbar (siehe Abschnitt 3.8). Beispielsweise hatte das in der Versetalsperre (Sauerland) montierte Neigungsmesssystem mit SCHAEVITZ-Inklinometern mehrere Probleme, die auf die Elektronik bzw. die Stromversorgung zurückzuführen sind [BETTZIECHE 1997]. Aufgrund der Nähe des Kraftwerks am Fuß des Staudammes kam es u. a. zu Störeinflüssen durch Spannungsschwankungen im

Netz. Zudem verursachte ein Blitzschaden in der Stromversorgung der Messeinrichtung Datenlücken. Anzumerken ist, dass die genannten Vorfälle abgestellt werden konnten. Etwaige Folgeschäden am Bauwerk durch die vorübergehenden Ausfälle des Messsystems werden nicht genannt.

Abschließend soll mit Tab. 2.1 ein zusammenfassender Überblick zu den genannten Neigungsmesssystemen hinsichtlich ihrer Eignung für die automatische, kontinuierliche und anwenderunabhängige Bauwerksvermessung z. B. im Rahmen von Monitoringprogrammen gegeben werden. Das bedeutet, es werden nur solche Systeme betrachtet, bei denen eine zeitlich gesteuerte, digitale Messwerterfassung möglich ist. Bei der Messgenauigkeit wurde sich für einen Mittelwert aus den in der Literatur angegebenen Empfehlungen (0,2 und 0,8 mrad) entschieden.

Tab. 2.1: Bewertung der Messsysteme

	Messprinzip	Flüssigkeitsbasiert	Pendel	Seismisch	Faseroptisch
Anforderung (● = erfüllt, ○ = nicht erfüllt)	Messbereich bis $\pm 5^\circ$	●	●	●	●
	Messgenauigkeit $< 0,5 \text{ mrad}$ ($< 103''$)	●	●	●	◐
	Messauflösung $< 0,1 \text{ mrad}$ ($< 21''$)	●	●	●	◐
	Passiver Sensor mit digitaler Messwerterfassung	○	○	○	●
	Zweiachsige Messung	●	◐	●	◐

Gerade im Hinblick auf die Entwicklung von passiven Sensoren mit ihren genannten Vorteilen gegenüber den aktiven, elektronischen Sensoren (geringe bzw. keine Störanfälligkeit gegenüber elektromagnetischen Einflüssen, Unabhängigkeit in der Spannungsversorgung am Messort) besteht Forschungsbedarf. Dabei kann diese Anforderung nur von Sensoren mit faseroptischem Messprinzip erfüllt werden. Jedoch existieren derzeit keine faseroptischen Neigungssensoren, die alle anderen Anforderungen bzw. Leistungsdaten wie Messbereich, Messgenauigkeit und Auflösung, erfüllen können. Dies bestärkt das Ziel dieser Arbeit, einen faseroptischen Neigungssensor zu entwickeln, mit dem eine zweiachsige Neigungsmessung mit einer Auflösung von $< 0,1 \text{ mrad}$ ($21''$) und einer Messgenauigkeit von $< 0,5 \text{ mrad}$ ($103''$) möglich ist.

3 Physikalische Grundlagen für faseroptische Sensoren

Die Faseroptik ist ein Teilgebiet der technischen Optik, das sich u. a mit der Übertragung von Informationen und Energie durch geführte, optische Strahlung befasst. Licht in einem dünnen Glaskörper zu transportieren, ist schon seit dem 19. Jhd. bekannt. Damals wurde dieser Effekt nur für Demonstrationszwecke genutzt. Erst die Erfindung des Lasers in den späten 1950er-Jahren markierte einen entscheidenden Fortschritt in der Forschung. Mit diesem Gerät wurde es möglich, durch *stimulierte Emission* gezielt verschiedene Strahlungen des elektromagnetischen Spektrums zu erzeugen. Ein bedeutender Nebeneffekt dieser Entwicklung war die Erkenntnis, dass sich mit Licht auch Informationen übertragen lassen [HECHT 2014, S. 317]. Die physikalischen Grundlagen optischer Systeme, mit denen die Übertragung von optischen Signalen durch lichtleitende Medien und deren Auswertung beschrieben wird, sind in diesem Kapitel ausgearbeitet. Sie werden für die Konzeption des Neigungssensors in Kapitel 4 und für die Realisierung eines Funktionsmusters in Kapitel 6 verwendet. Im Weiteren werden verschiedene Sensorbeispiele aufgezeigt sowie Möglichkeiten und Grenzen im Hinblick auf den Einsatz in der Bauwerksüberwachung genannt. Weitere Informationen zu den physikalischen Grundlagen der optischen Messtechnik können [HUI & O'SULLIVAN 2009] entnommen werden.

Der Aufbau eines faseroptischen Messsystems ähnelt dem eines konventionellen, elektronischen Systems. Im Speziellen besteht es aus einem optischen Sender (Lichtquelle), einem Sensor bzw. Sensorelement, einer signalübertragenden Leitung (Lichtwellenleiter) und einer Mess- bzw. Auswerteeinheit, die als Empfänger fungiert. Einen umfassenden Überblick über die Bestandteile von faseroptischen Sensorsystemen gibt [DEL VILLAR & MATIAS 2021].

3.1 Licht und dessen Ausbreitung

Die Gesamtheit der in der Natur vorkommenden elektromagnetischen Strahlung wird mithilfe des elektromagnetischen Spektrums beschrieben. Es umfasst Gamma-, RÖNTGEN- und optische Strahlung sowie Mikro- und Radiowellen (Aufzählung nach aufsteigender Wellenlänge). Die Unterteilung orientiert sich dabei an der Frequenz bzw. an der Wellenlänge der Wellen [HECHT 2014, S. 129]. Bei der faseroptischen Messtechnik wird zumeist nur ein Teil der elektromagnetischen Strahlung, die optische Strahlung, als Signal eingesetzt. Die Einteilung der optischen Strahlung erfolgt nach [ISO 20473] in kurzwellige Ultraviolettstrahlung (UV) mit einer Wellenlänge λ von 100 nm bis 380 nm und den langwelligen Teil (780 nm bis 1 mm), die Infrarotstrahlung (IR). Der Zwischenbereich von 380 nm bis 780 nm, für den das menschliche Auge empfindlich ist, wird als sichtbares Licht (engl. visible, VIS) bezeichnet. Eine Folge von Wellenlängen mit ihren korrespondierenden vorhandenen Intensitäten wird Spektrum genannt.

Besteht eine elektromagnetische Strahlung aus genau einer definierten Frequenz bzw. Wellenlänge, spricht man von monochromatischem Licht. Allerdings gilt dies als Ideal, welches in der Praxis nicht umzusetzen ist. In der Realität hat monochromatisches Licht eine sehr kleine Liniengbreite (siehe Abschnitt 3.7) und deckt einen sehr, sehr kleinen Bereich an Wellenlängen ab. Auf die Gründe der Verbreiterung soll an dieser Stelle nicht eingegangen werden. Ein Gemisch mehrerer Wellenlängen wird als polychromatisches Licht bezeichnet.

Zur Beschreibung der Ausbreitung von Licht werden aufgrund ihrer einfachen Anschaulichkeit die Annahmen der geometrischen Optik (Strahlenoptik) genutzt, in der von einer geradlinigen Ausbreitung des Lichts als Lichtstrahl ausgegangen wird. Zur Erklärung von Beugungs- und Interferenzerscheinungen muss dagegen auf die Grundlagen der komplexeren physikalischen Optik (Wellenoptik) zurückgegriffen werden, in der das Licht als Welle betrachtet wird. Bei Lichtwellen werden die Punkte gleicher Phase als Wellenfront bezeichnet. Abb. 3.1 zeigt in einer zweidimensionalen Ansicht Wellenfronten und Lichtstrahlen einer punktförmigen Lichtquelle.

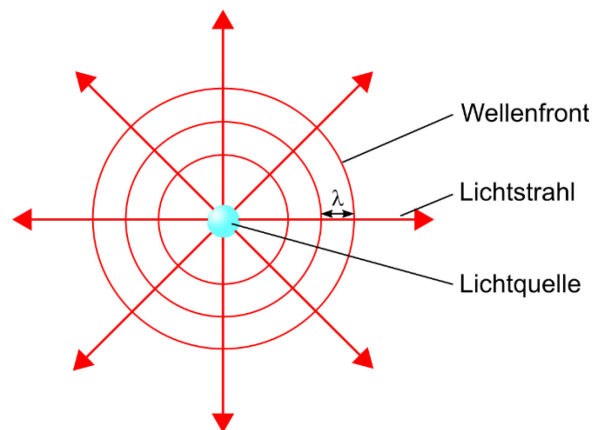


Abb. 3.1: Lichtstrahlen und Wellenfronten einer punktförmigen Lichtquelle

Dabei entspricht die Wellenlänge λ dem räumlichen Abstand zweier Wellenfronten. Die Lichtstrahlen breiten sich senkrecht zu den Wellenfronten in Ausbreitungsrichtung der Welle aus. Umso größer der Abstand von der punktförmigen Lichtquelle wird, desto stärker nimmt die Krümmung der Wellenfronten ab, bis sie räumlich als eben angesehen werden können (ebene Wellen). Die Lichtstrahlen sind in diesem Fall parallel zueinander. Weitere Ausführungen zur Wellen- und Strahlenoptik können [SCHRÖDER & TREIBER 2002, S. 14ff] entnommen werden.

3.2 Lichtwellenleiter

Der Transport der elektromagnetischen Wellen bzw. der optischen Sensorsignale erfolgt mithilfe eines sogenannten Lichtwellenleiters. Im Lichtwellenleiter breitet sich eine Lichtwelle bis zum Sensor bzw. Sensorelement aus, welcher aufgrund von Änderungen der Umgebungsparameter mit einer Modulation einer oder mehrerer Eigenschaften dieser Lichtwelle reagiert. Beeinflusst werden z. B. die Eigenschaften Intensität, Phase, Polarisierung, Laufzeit und Frequenz der Lichtwelle.

Lichtwellenleiter bestehen aus Quarzglas und/oder Kunststoff. Der spektrale Übertragungsbereich liegt zwischen der ultravioletten und der infraroten Strahlung (ca. 350 nm bis 2500 nm). Die erste kommerzielle Verwendung von Lichtwellenleitern erfolgte ab etwa 1970 in der Telekommunikation als Signalübertragungsmedium. Neben vielfältigen Einsätzen in der Beleuchtungstechnik finden sie auch seit etwa 30 Jahren immer mehr in der faseroptischen Messtechnik Verwendung [SCHUTH & BUERAKOV 2017].

Im Folgenden wird zunächst der prinzipielle Aufbau eines Lichtwellenleiters und die Führung von Lichtwellen in ihm erläutert. Dabei liegt der Fokus auf der anschaulichen Strahlenoptik. Eine genaue Behandlung der Wellenausbreitung in einem Lichtwellenleiter mithilfe der Maxwellgleichungen kann [FANG et al. 2012] entnommen werden. Anschließend werden die wesentlichen physikalischen Grundlagen bzgl. der Übertragung erläutert und die verschiedenen Lichtwellenleitertypen beschrieben. Eine Einteilung der unterschiedlichen Lichtwellenleiter kann nach

- a) dem für die Herstellung verwendeten Material (Quarzglas oder Kunststoff),
- b) dem Verlauf des Brechungsindex zwischen Kern und Mantel (Stufenindex- oder Gradientenindexfasern) und
- c) der Anzahl von ausbreitungsfähigen Schwingungsmoden, die vom Aufbau und der Beschaffenheit des Leiters abhängig sind (Monomode oder Multimode)

erfolgen. In dieser Arbeit wird eine Unterteilung nach a) vorgenommen und an entsprechender Stelle in den Unterpunkten auf b) und c) eingegangen.

Auf Ausführungen zur Herstellung von Lichtwellenleitern wird an dieser Stelle verzichtet und z. B. auf [MITSCHKE 2005] verwiesen. Weitere umfassende Informationen zu Lichtwellenleitern und ihren Eigenschaften gibt [NAUMANN et al. 2014].

3.2.1 Aufbau und Eigenschaften

Ein Lichtwellenleiter besteht im Allgemeinen aus einem zentralen Faserkern, einen den Kern umschließenden Mantel (Cladding) und ggf. einer oder mehrerer Schutzbeschichtungen, dem Coating (Abb. 3.2).

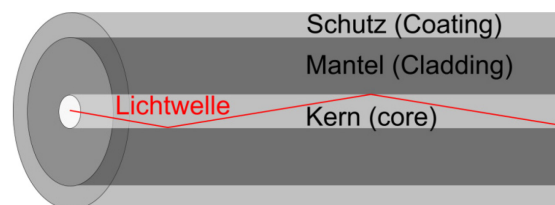


Abb. 3.2: Prinzipieller Aufbau eines Lichtwellenleiters (ohne Maßstab)

Die Übertragung des Signals erfolgt im lichtführenden Kern durch Nutzung eines physikalischen Effekts, der Totalreflexion. Dazu weist der Mantel eine niedrigere optische Brechzahl n (optische Dichte) als der Kern auf, infolgedessen es zur Totalreflexion an der Grenzschicht zwischen Kern und Mantel und damit zur Führung der Strahlung im Kern des optischen Leiters kommt.

In Abhängigkeit der Brechzahlen ergibt sich ein maximal benutzbarer Einfallswinkel, unter dem das Licht im Bereich des Kerns auf die Stirnfläche einfallen kann, sodass es im Kern geführt wird. In diesem Zusammenhang wird auch der Begriff Akzeptanzwinkel verwendet, unter dem die Lichtstrahlen in die Faser eingespeist werden können (Abb. 3.3). Treten Strahlen unter einem größeren Winkel in die Faser ein, werden sie an der Grenzschicht zwischen Kern und Mantel nicht reflektiert und können dadurch nicht im Kern geführt werden.

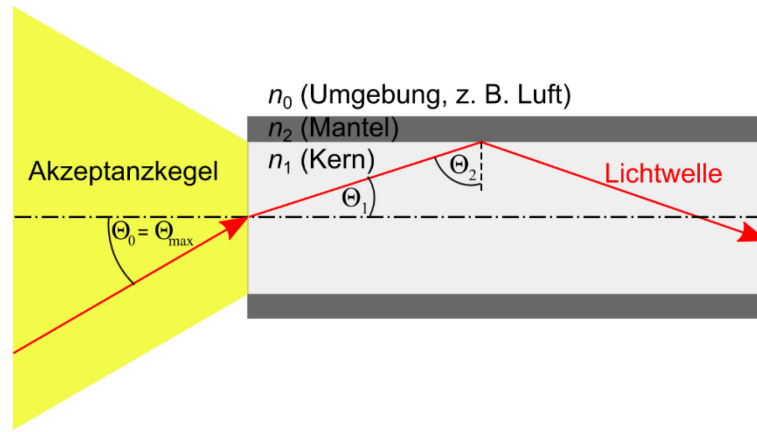


Abb. 3.3: Einkopplung und Führung einer Lichtwelle in einem Lichtwellenleiter

Für den Übergang des Lichtstrahls von der Umgebung (Brechzahl = n_0) in den Kern (n_1) gilt das SNELLIUS-Brechungsgesetz [HECHT 2014, S. 177] in der Form

$$n_0 \sin \Theta_0 = n_1 \sin \Theta_1 \quad (3.1)$$

und für die Totalreflexion am Mantel (n_2) ergibt sich

$$\sin \Theta_2 = \frac{n_2}{n_1}. \quad (3.2)$$

Aus dem Zusammenhang $\Theta_1 = 90^\circ - \Theta_2$ folgt $\sin \Theta_1 = \cos \Theta_2$. Mithilfe von $\cos \Theta_2 = \sqrt{1 - \sin^2 \Theta_2}$ sowie den Gleichungen (3.1) und (3.2) lässt sich der Akzeptanzwinkel mit

$$\Theta_0 = \arcsin\left(\sqrt{n_1^2 - n_2^2}\right) = \Theta_{\max}. \quad (3.3)$$

angeben. Dabei wird für $n_0 \approx 1$ ($n_{\text{Luft}} = 1,00028$) angenommen.

Der sich ergebende Akzeptanzkegel hat folglich einen Öffnungswinkel von $2\Theta_{\max}$ und entspricht aufgrund der Umkehrbarkeit des Lichtweges dem Austrittskegel. Der Sinus des Akzeptanzwinkels

$$A_N = \sin \Theta_{\max} = \sqrt{n_1^2 - n_2^2} \quad (3.4)$$

wird auch als Numerische Apertur (NA) bezeichnet. Sie ist ein Maß für den Brechungsindexunterschied zwischen Kern und Mantel und ein wichtiges Merkmal eines Lichtwellenleiters insbesondere für das sogenannte Ein- und Auskoppeln des Lichtsignals. Die vollständige Herleitung ist [HECHT 2014, S. 318ff] zu entnehmen.

Ein weiterer sehr wichtiger Parameter eines Lichtwellenleiters ist die Dämpfung A . Mit Dämpfung wird jede Einwirkung bezeichnet, die eine Reduzierung der Stärke des ausgebreiteten Signals verursacht, ohne dabei dessen Form zu verändern. Die durch Dämpfung verursachten Leistungsverluste lassen sich mit

$$A = d \cdot l = 10 \cdot \log\left(\frac{P_{\text{out}}}{P_{\text{in}}}\right) \quad (3.5)$$

bestimmen [PEDROTTI et al. 2005, S. 707].

Die Gleichung beschreibt das Verhältnis zwischen der Signalstärke am Ein- (P_{in}) und am Ausgang (P_{out}) des Leiters in logarithmischer Darstellung. Der Dämpfungskoeffizient d wird in Abhängigkeit einer Einheitslänge l von 1 km des Lichtwellenleiters in der Einheit dB/km angegeben. Die Dämpfung wächst exponentiell mit der Länge der Faser und begrenzt somit die Reichweite der Übertragung. Ein Anstieg der Dämpfung z. B. um 3 dB verursacht einen Leistungsabfall des übertragenen Signals um 50 %. Die Leistungsverluste treten aufgrund von Absorptionen im Material, verschiedenen Arten der Streuung sowie unerwünschten und gezielt eingebrachten Verunreinigungen (*Dotierung*, siehe Abschnitt 3.2.2) im Material auf. Zur Streuung elektromagnetischer Strahlung an Materie zählen u. a. die RAYLEIGH-Streuung, die RAMAN-Streuung, die MIE-Streuung sowie die BRILLOUIN-Streuung. Erstgenannte übt den größten Einfluss auf die Dämpfung in Lichtwellenleitern aus, da sie vom VIS-Bereich bis in den nahen infraroten Spektralbereich bis ca. 1500 nm gegenüber den anderen Arten überwiegt. RAYLEIGH-Streuung tritt auf, wenn der Durchmesser eines Teilchens sehr viel kleiner als die Wellenlänge ($< \lambda/10$) der Strahlung ist. Die Streuintensität ist umgekehrt proportional zur Wellenlänge des Lichts, d. h. bei etwa konstanter Partikelgröße wird Strahlung kürzerer Wellenlänge mehr gestreut als Strahlung größerer Wellenlänge [VOLLMER 2019, S. 240]. Die Streuwahrscheinlichkeit und folglich die Dämpfung sind also stark abhängig von der Wellenlänge (siehe Abb. 3.5). Damit erklären sich im Übrigen auch der blaue Himmel und ein rötlicher Sonnenuntergang. An dieser Stelle wird auf eine weiterführende Detaillierung verzichtet, jedoch können sich interessierte Leser u. a. in [BORN & WOLF 2019] über Lichtstreuung informieren. Zudem sind [KHARE 2004] weitere Ausführungen zu Energieverlusten aufgrund von Absorption und Streuung in Lichtwellenleitern zu entnehmen.

Zu den erläuterten Leistungsverlusten kommen Energieeinbußen, die aus Faserbiegungen resultieren. Wird ein Lichtwellenleiter gebogen, verändert sich der Auftreffwinkel der im Faserkern geführten Lichtwelle an der Grenzschicht zwischen Kern und Mantel. Dadurch unterliegt ein Teil des Lichts keiner Totalreflexion und entweicht an der gebogenen Stelle. Biegungen sind unvermeidbar, daher sollte deren Anzahl auf ein Minimum reduziert und möglichst große Radien verwendet werden. Die Hersteller der jeweiligen Lichtwellenleiter geben den minimalen Krümmungsradius an, der bei der Verlegung zu berücksichtigen ist, typische Werte liegen zwischen 30 und 80 mm. Lichtwellenleiter sollten jedoch nicht nur zum Vermeiden von Energieverlusten bis zu einem bestimmten Radius gebogen werden, sondern auch zum Schutz des Leiters selbst, da sie bei bestimmter mechanischer Belastung reißen oder ganz durchbrechen können. Über den empfohlenen minimalen Biegeradius definiert sich somit auch die Lebensdauer.

In geringem Maß können sich auch eine ungleichmäßige Verteilung der Brechzahl an der Grenze Kern-Mantel sowie Schwankungen im Durchmesser oder in der Form des Lichtwellenleiters negativ auf die Energieführung im Kern auswirken.

Abschließend sei darauf verwiesen, dass jede Unterbrechung der Lichtführung in einem Lichtwellenleiter durch optische Bauteile und Steckverbindungen zu Energieverlusten führt. Defekte an der Faserendfläche, wie Risse und Verunreinigungen aber auch eine schlechte Polierung, verursachen teilweise hohe Einspeiseverluste. Im Allgemeinen ist unter typischen Betriebsbedingungen von einer Einfügedämpfung von $< 0,3$ dB je Verbindung auszugehen.

3.2.2 Glasfaser

Bei einer Glasfaser bestehen der zentrale Faserkern und der Mantel aus Quarzglas. Üblicherweise wird der Mantel aus reinem Quarzglas gefertigt und die Brechzahl des Kerns wird durch eine *Dotierung* mit Germanium oder Phosphor vergrößert. Aufgrund der niedrigeren Dämpfung werden Glasfasern überwiegend im infraroten Spektralbereich ($> 700 \text{ nm}$) eingesetzt (siehe Abb. 3.5). Für Anwendungen im ultravioletten Spektralbereich ist ein Kern aus reinem Quarzglas besser geeignet, sodass in diesen Fällen der Mantel mit Bor oder Fluor dotiert wird. Auf diese Weise ist sein Brechungsindex kleiner als der des aus reinem Quarzglas bestehenden Kerns [PEDROTTI et al. 2005, S. 701].

Je nach Fertigung der Glasfaser existieren drei unterschiedliche Fasertypen. Diese sind in Abb. 3.4 mit einem Längsschnitt (links) und einem entsprechenden Querprofil der Brechzahl (rechts) dargestellt. Dabei ist der Fasermantel blau abgebildet.

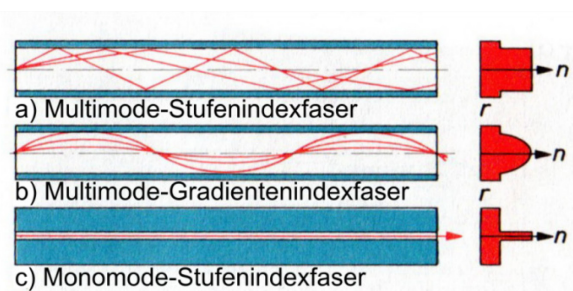


Abb. 3.4: Fasertypen nach [SCHRÖDER & TREIBER 2002, S. 99]

Moden sind in der Faser ausbreitungsfähige Feldverteilungen. Da sich das Licht gleichzeitig in mehreren Richtungen ausbreitet (vgl. Abb. 3.1), treten Lichtstrahlen mit verschiedenen Eintrittswinkeln in die Faser ein. Je nach Wellenlänge des Lichts, Brechzahl und Kerndurchmesser der Faser existieren eine oder mehrere Moden in der Faser. In Abhängigkeit des Einfallswinkels und der Wellenlänge nehmen die Moden ungleiche geometrische Wege im Faserkern. Aufgrund der unterschiedlichen Weglängen resultieren daraus bei Stufenindexfasern verschiedene Laufzeiten, welche sich negativ auf die Signalqualität und Bandbreite auswirken (Modendispersion). Es kann zur Verbreiterung und Abflachung der Signalimpulse während der Ausbreitung im Lichtwellenleiter kommen, sodass in der Folge die Impulse nicht mehr eindeutig erkannt werden können. Wird jedoch bei der Faserherstellung ein kontinuierliches Brechzahlgefälle vom Kern zum Mantel erzeugt, verlaufen die einzelnen Moden sinusförmig durch die Faser und schneiden sich immer in einem Punkt auf der Faserachse. So nehmen sie zwar unterschiedliche geometrische, aber nahezu gleiche optische Wege und weisen somit in etwa gleiche Laufzeiten auf.

Im Allgemeinen gilt: Je kleiner der Kerndurchmesser im Verhältnis zur Lichtwellenlänge ist, desto weniger Moden breiten sich in der Faser aus. Monomodefasern haben einen sehr kleinen Kerndurchmesser von weniger als $10 \mu\text{m}$, bei dem nur eine Mode ausbreitungsfähig ist. Es entfallen etwaige Laufzeitdifferenzen, sodass diese Fasern z. B. für den Bau von faseroptischen Interferometern eingesetzt werden [SCHRÖDER & TREIBER 2002, S. 99]. Bei Multimodefasern liegen die Durchmesser des Kerns zwischen $50 \mu\text{m}$ (Gradientenindexfaser) und $400 \mu\text{m}$ (Stu-

fenindexfaser). Die am häufigsten verwendeten Multimode-Glasfasern im Telekommunikationsbereich sind Gradientenindexfasern mit einem 50 μm und 62,5 μm Kern. Der Dämpfungskoeffizient einer heutigen Standard-Monomode-Faser im infraroten Spektralbereich liegt bei $< 0,05$ dB/km, sodass Signale über Entfernungen von mehr als 100 km ohne Verstärkung übertragen werden können. Bei Multimode-Fasern im gleichen Spektralbereich liegen mit ca. 2 bis 3 dB/km etwas höhere Werte vor. Im VIS-Spektrum liegt die Dämpfung zwischen 1 und 10 dB/km (vgl. Abb. 3.5). Die NA liegt bei Glasfasern zwischen 0,1 (Monomodefaser) und 0,3 bei einer Multimodefaser. Dies entspricht einem Akzeptanzwinkel zwischen $5,7^\circ$ und $17,5^\circ$.

Wird auf vorgefertigte Steckverbindungen verzichtet oder stehen diese nicht zur Verfügung, erfordert die Verbindung von Monomodefasern aufgrund der geringen Größe einen erhöhten Aufwand und führt damit zu höheren Kosten. Die Fasern müssen zunächst mit hoher Lagegenauigkeit (< 1 μm) zueinander ausgerichtet werden, um anschließend mittels Lichtbogentechnik verschmolzen werden zu können (Spleißen). Detaillierte Betrachtungen zu diesem Thema können [SCHRÖDER & TREIBER 2002, S. 97ff] und [FANG et al. 2012] entnommen werden.

3.2.3 Polymere optische Faser

Zur Herstellung von polymeren optischen Fasern (Polymer Optical Fiber, POF) wird sowohl für den Faserkern als auch für den Mantel Kunststoff verwendet. Der Brechzahlunterschied wird hier durch eine *Dotierung* des Mantels mit Fluor erreicht. Der Durchmesser einer Standard-POF beträgt 1 mm bei einem Kerndurchmesser von 0,98 mm und einer sehr dünnen Mantelschicht. Der Kerndurchmesser kann für spezielle Anwendungen auch geringer sein. Aufgrund des größeren Durchmessers im Vergleich zur Glasfaser können einfache Steckverbindungen zwischen einzelnen POF unproblematisch realisiert werden. Damit kann auf das zur Verbindung von Glasfasern häufig eingesetzte Spleißverfahren und einem damit verbundenen hohen Aufwand verzichtet werden. Allerdings ergibt sich dadurch der Nachteil einer im Vergleich zum Spleißen erhöhten Dämpfung. Die POF weisen im Gegensatz zur Glasfaser mit > 100 dB auf 1 km Länge eine wesentlich größere Dämpfung auf (siehe Abb. 3.5), sodass sie lediglich für kurze Strecken (< 100 m) zur Datenübertragung in lokalen Netzwerken (LAN), zur Audiosignalübertragung (HIFI, Home-Entertainment) usw. Anwendung finden. Aufgrund des großen Kerndurchmessers werden POF überwiegend als Multimode-Stufenindexfasern verwendet (vgl. Abb. 3.4). Die NA von POF liegt bei ca. 0,5, was einem vergleichsweise großen Akzeptanzwinkel von 30° entspricht. Weitere Ausführungen zu den Eigenschaften und Anwendungsbereichen von POF können [BUNGE et al. 2017] entnommen werden.

3.2.4 Kunststoffbeschichteter Glas-Lichtwellenleiter

Die dritte Gruppe sind kunststoffbeschichtete Glas-Lichtwellenleiter (Polymer Clad Fiber, PCF). Im Kern besteht eine PCF aus Quarzglas und die Ummantelung aus Kunststoff. Weltweit haben sich für die PCF verschiedene Produktbezeichnungen, wie z. B. PCS, HCS und HPCF, etabliert. Eine PCF bewegt sich mit ihren Eigenschaften zwischen POF und Glasfasern. Beispielsweise trifft das auf ihre Größe und die NA zu. PCF weisen in der Regel einen Kerndurchmesser zwischen 200 μm und 300 μm auf, die Dicke des Claddings beträgt ca. 10 bis 50 μm und der Akzeptanzwinkel liegt bei etwa $23,6^\circ$ ($NA = 0,4$). Auch das Dämpfungsverhalten liegt

zwischen dem einer Glasfaser und einer POF. Abb. 3.5 zeigt die Dämpfungsverluste für die drei genannten Lichtwellenleiter in Abhängigkeit von der Wellenlänge.

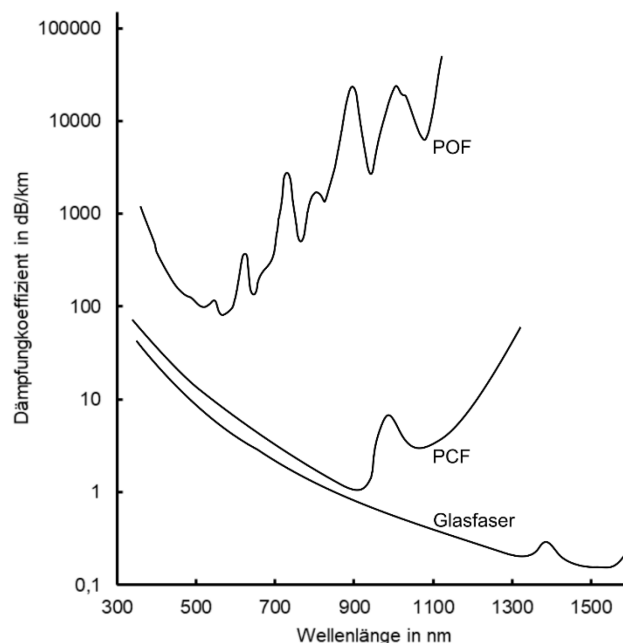


Abb. 3.5: Dämpfung von Lichtwellenleitern, nach [VENKATANARAYANAN & SPAIN 2014]

Nur der Dämpfungskoeffizient einer Glasfaser ist über das gezeigte Wellenlängenspektrum geringer als der einer PCF. Jedoch sind die Unterschiede bis zu einer Wellenlänge von ca. 900 nm gering. Im Gegensatz dazu sind die Dämpfungsverluste bei POF enorm.

PCF zeichnen sich durch eine hohe Robustheit und einfache Konfektionierbarkeit aus. Durch verschiedene Beschichtungen können sie für eine Vielzahl an Anwendungen eingesetzt werden. Führende Hersteller, wie z. B. die Firma LEONI AG, bieten u. a. kunststoffbeschichtete Lichtwellenleiter für den Einsatz in chemisch oder mechanisch beanspruchten Umfeldern sowie tief-temperatur- oder torsionsbeständige Lösungen an. Ähnlich wie bei den POF gibt es verschiedene Faserstecker zum Verbinden miteinander oder mit anderen Komponenten.

3.3 Lichtbeugung am Spalt

Mit Beugung werden Interferenzerscheinungen bezeichnet, die auftreten, wenn eine Wellenfront (siehe Abschnitt 3.1) auf ein Hindernis trifft. Dies gilt sowohl für elektromagnetische Wellen wie dem Licht, als auch für andere Wellenarten, wie Schall- und Flüssigkeitswellen. Zur Beschreibung und Veranschaulichung wird meist ein schmaler Spalt als Hindernis angenommen. Nach dem Prinzip von BABINET [PEDROTTI et al. 2005, S. 546] treffen alle Ausführungen aber auch auf einen schmalen Draht oder andere komplementäre Aperturen zu. Durch das Hindernis werden die verschiedenen Teile der Wellenfront unterschiedlich in Amplitude oder Phase verändert. Treffen diese Abschnitte hinter dem Hindernis wieder zusammen, interferieren sie und es entstehen sogenannte Beugungsmuster, was sich sehr anschaulich in einer *Wellenwanne* illustrieren lässt (Abb. 3.6).

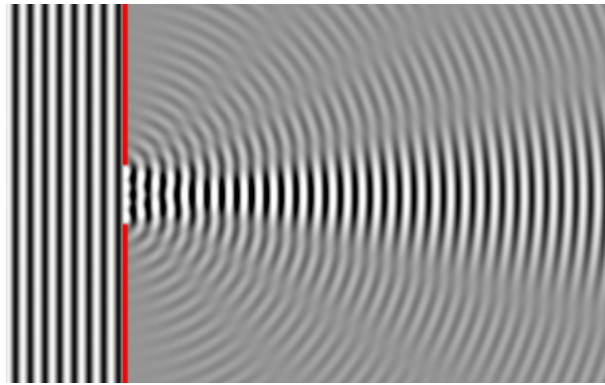


Abb. 3.6: Beugungsmuster in einer Wellenwanne

Dass im geometrischen Schattenraum Änderungen der Wellenfront zu beobachten sind, lässt sich nur mithilfe der Wellenoptik, im Speziellen durch die Anwendung des HUYGENSchen Prinzips erklären. Es besagt, dass alle Wellen aus der Überlagerung von Elementarwellen bestehen, die Kugelwellen sind und dass jeder Punkt einer Wellenfront den Ausgangspunkt einer neuen Elementarwelle bilden kann [THOMSEN & GUMLICH 1998, S. 157f]. Wird also eine Wellenfront z. B. durch einen Spalt gestört, entstehen neue Kugelwellen, die sich im Raum ausbreiten und konstruktiv (Verstärkung) bzw. destruktiv (Abschwächung) interferieren.

Bei der Beugung muss in die Nahfeld- oder FRESNEL-Beugung und die Fernfeld- oder FRAUNHOFER-Beugung unterschieden werden. Wie der Name schon sagt, entscheidet hauptsächlich die Entfernung wie die Beugungseffekte mathematisch beschrieben werden können. Dabei werden sowohl der Abstand zwischen Lichtquelle und Hindernis als auch der Abstand vom Hindernis zur Beobachtungsebene betrachtet. Daneben spielt aber auch die Größe des Hindernisses und die Wellenlänge eine Rolle. Die genannten Größen definieren die dimensionslose FRESNEL-Zahl

$$N_F = \frac{F}{\lambda D}. \quad (3.6)$$

Dabei bezeichnet F die Fläche des Hindernisses (bzw. die Öffnung des Spalts) und D den kleinsten der beiden genannten Abstände [PEDROTTI et al. 2005, S. 525].

Je kleiner die FRESNEL-Zahl ist, desto größer sind die auftretenden Beugungseffekte. Die FRESNEL-Beugung bildet dabei den Übergang zwischen der geometrischen Optik (sehr kleine Abstände und/oder große Hindernisse) und der FRAUNHOFER-Beugung (Abstände liegen nahe dem Unendlichen und/oder sehr kleine Hindernisse). Als Richtwert kann angenommen werden, dass FRESNEL-Beugung für $0,01 \leq N_F \leq 100$ vorliegt. Ist die FRESNEL-Zahl kleiner als 0,01, werden die Beugungseffekte mittels FRAUNHOFER-Beugung beschrieben. Ist sie größer als 100, gelten die Regeln der Strahlenoptik (nahezu geradlinige Ausbreitung, ursprüngliche Intensitätsverteilung bleibt weitgehend erhalten). Die mathematische Behandlung der FRESNEL-Beugung ist recht kompliziert, da aufgrund der Nähe zwischen Lichtquelle und Hindernis die Krümmung der Wellenfront berücksichtigt werden muss. Dies ist fast ausschließlich mit numerischen Verfahren möglich [PEDROTTI et al. 2005, S. 525ff].

Sollen für optische Anwendungen definierte Lichtspektralanteile selektiert, unerwünschte ausgeblendet oder Lichtstrahlen geformt werden, wird eine Blende mit einer schmalen, länglichen,

meist rechteckigen Öffnung, ein sogenannter optischer Spalt oder Schlitzblende, verwendet. Um dabei auftretende Beugungseffekte zu vermeiden oder zu reduzieren und die Regeln der Strahlenoptik anwenden zu können, ist eine ausreichend große Spaltbreite zu wählen. Da dies direkten Einfluss auf die erreichbare Wellenlängenauflösung hat, ist ein optimaler Kompromiss zwischen (noch) akzeptablen Beugungseffekten und notwendiger Auflösung anzustreben. Nähere Informationen, insbesondere die formelle Beschreibung der FRESNEL- und FRAUNHOFER-Beugung kann [SALEH & TEICH 2008, S. 139ff] und der genannten Fachliteratur entnommen werden.

3.4 Beugungsgitter

Wie im vorangegangenen Abschnitt gezeigt, entstehen Beugungseffekte, wenn eine Wellenfront auf ein Hindernis trifft. Um diese Effekte gezielt und zweckmäßig für Anwendungen, z. B. für die spektrale Analyse, (aus-)nutzen zu können, wird üblicherweise mit Anordnungen gearbeitet, bei denen die FRESNEL-Zahl sehr klein ist (FRAUNHOFER-Beugung). Dies ist zum einen durch die Verwendung von ebenen Wellenfronten, also parallelisiertem Licht, wodurch sich ein formell unendlicher Abstand der Lichtquelle zum Gitter ergibt, möglich. Dafür werden Linsen oder auch spezielle Linsensysteme, die divergente Lichtstrahlen parallelisieren, eingesetzt. Diese Systeme werden auch *Kollimatoren* genannt. Zum anderen wird die Breite des Hindernisses sehr klein in Größenordnung der Wellenlänge gewählt. Als Faustformel ist anzunehmen, dass Beugungseffekte erst dann auftreten, wenn das Hindernis nicht größer als die Wellenlänge der Wellenfront ist.

Werden anstelle eines Hindernisses mehrere (periodisch angeordnet) eingesetzt, ergeben sich sogenannte Beugungsgitter, optische Gittern oder eine Mehrspaltanordnung. Die aufgrund des beschriebenen Beugungseffektes auftretenden Maxima sind dann intensiver, schmaler und schärfer abgegrenzt. Dies ist damit zu begründen, dass bei einem Beugungsgitter Lichtwellen aus mehreren Einzelspalten miteinander interferieren, die Gesamtintensität folglich viel größer ist. Dieser Effekt lässt sich anhand der normierten Intensitätsverteilung

$$I_n(\alpha) = \frac{I(\alpha)}{I_0 \cdot N^2}, \quad (3.7)$$

veranschaulichen, die für verschiedene Spaltanzahlen N in Abhängigkeit des Beugungswinkels α dargestellt werden kann. Dabei berechnet sich die Intensität der Gitterbeugung $I(\alpha)$ nach [PEDROTTI et al. 2005, S. 484] mit

$$I(\alpha) = I_0 \cdot \left(\frac{\sin \gamma}{\gamma} \right)^2 \cdot \left(\frac{\sin(N \cdot \delta)}{\sin \delta} \right)^2. \quad (3.8)$$

Mit I_0 wird die Intensität für den Beugungswinkel 0° , welche der Intensität des einfallenden Lichts entspricht, bezeichnet. Die Phasenwinkel γ und δ berechnen sich unter Kenntnis der Spaltbreite b sowie der Gitterkonstanten g , die den Abstand der Spalte beschreibt (Abb. 3.7), mit

$$\gamma = \frac{\pi}{\lambda} b \sin \alpha \quad \text{und} \quad \delta = \frac{\pi}{\lambda} g \sin \alpha.$$

Typische Werte für die Gitterkonstante betragen $0,5\ \mu\text{m}$ bis $10\ \mu\text{m}$, also 2000 bzw. 100 Spalte je Millimeter. Als weitere Einheit ist Linien/mm (L/mm) gebräuchlich. Oftmals wird dabei $b = g/2$ realisiert.

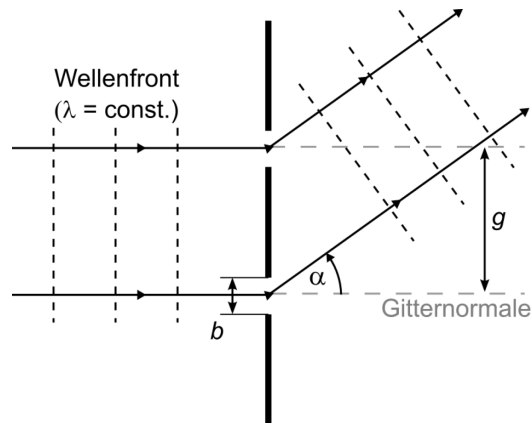


Abb. 3.7: Geometrie bei der Beugung einer ebenen Wellenfront am Doppelspalt

Auf die formelle Herleitung der Beugungsintensitäten und -amplituden wird an dieser Stelle verzichtet und z. B. auf [PEDROTTI et al. 2005, S. 482ff] verwiesen.

Um die zu Beginn dieses Abschnittes getroffene Aussage bzgl. der scharf abgegrenzten Intensitätsmaxima zu verdeutlichen, wurde mit der Gleichung (3.8) die Intensitätsverteilung für einen Einzel-, einen Doppel- und einen Mehrfachspalt berechnet. Dabei wurde aus Gründen der Anschaulichkeit für den Mehrfachspalt die Anzahl der Spalte mit $N = 20$ willkürlich gewählt. Beispielsweise ergibt sich bei einer Spaltbreite von $2\ \mu\text{m}$ und einem Gitterabstand von $4\ \mu\text{m}$ für Licht mit einer Wellenlänge von $400\ \text{nm}$ die in Abb. 3.8 gezeigte Intensitätsverteilung.

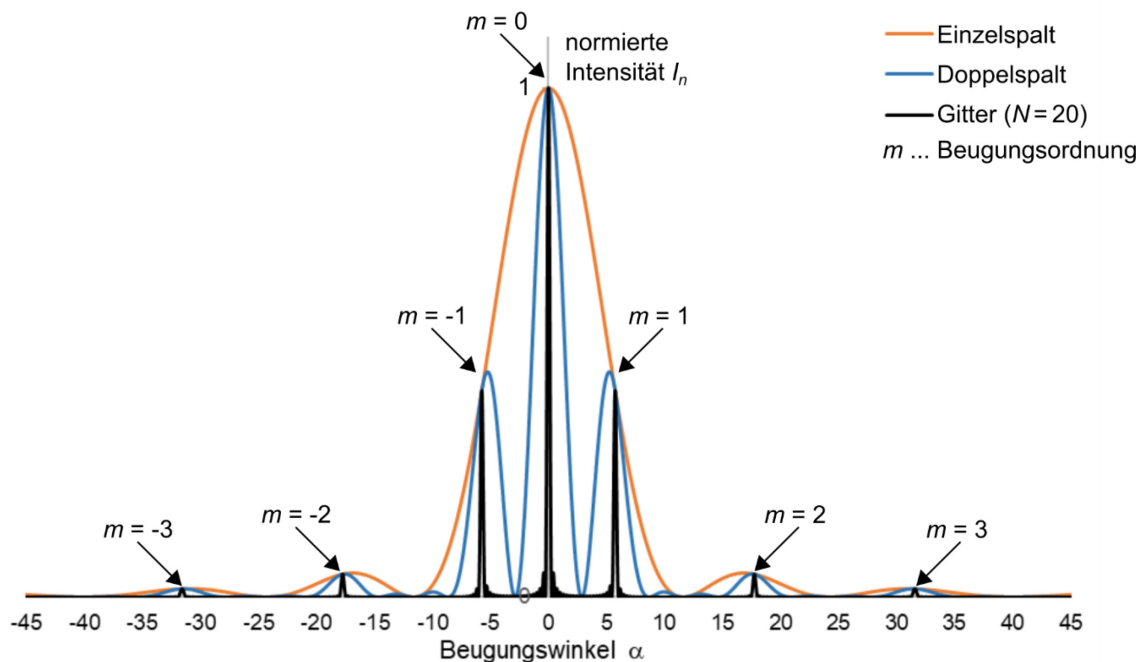


Abb. 3.8: Normierte Intensitätsverteilung für einen Einzel-, Doppel- und Mehrfachspalt (optisches Gitter mit $N = 20$)

Die Klassifizierung der Intensitätsmaxima erfolgt mit dem Parameter m aus der Menge der ganzen Zahlen $\mathbb{Z}$, der sogenannten Beugungsordnung. Es ist gut zu erkennen, dass sich die Extremstellen mit zunehmender Spaltanzahl N deutlicher und intensiver abbilden. Im Weiteren sieht man, was sich auch mit Kenntnis über die Ausbreitung des Lichts in Form von Kugelwellen erschließt, dass das Hauptmaximum ($m = 0$) bei einem Beugungswinkel von $\alpha = 0$ liegt und sich die Nebenmaxima ($m = \pm 1, \pm 2, \pm 3$) beidseitig symmetrisch zur Hauptausbreitungsachse des Lichts verteilen. Die FRESNEL-Zahl ergibt sich bei diesem Beispiel zu $2,5 \cdot 10^{-4}$ bei einer Entfernung von 1 cm zum Spalt bzw. zu den Spalten. Der Gleichung (3.8) kann entnommen werden, dass die Intensitätsverteilung wellenlängenabhängig ist. Licht kürzerer Wellenlänge wird bei gleicher Spaltbreite weniger stark gebeugt und die Maxima liegen enger nebeneinander. Aus diesem Grund werden optische Gitter für die Analyse von Spektren oder die Trennung von spektralen Anteilen verwendet. Eine Simulation der winkelabhängigen Intensitätsverteilung hinter einem optischen Gitter stellt z. B. [LEIFI 2024] zur Verfügung.

Im Weiteren erfolgt für verschiedene Gittertypen die formelle Herleitung der sogenannten Gittergleichung, mit der die auftretenden Beugungseffekte sowie der Zusammenhang zwischen Beugungswinkel und Wellenlänge beschrieben wird.

3.4.1 Transmissionsgitter

Ein Transmissionsgitter kann auch als Mehrfachspaltgitter beschrieben werden. Es besteht aus periodisch angeordneten durchlässigen Bereichen. Eine einfallende Wellenfront kann das Gitter durch eine hohe Anzahl an Spaltöffnungen passieren. Dabei kommt es zur Beugung des Lichts, sodass das emittierte Licht in Abhängigkeit des Gangunterschiedes definierte Intensitätsmaxima und -minima aufweist (Abb. 3.9). Bei den bisherigen Betrachtungen wurde immer davon ausgegangen, dass die Wellenfronten senkrecht auf das Hindernis bzw. das optische Gitter treffen. Natürlich kann der Lichteinfall auch aus anderen Richtungen erfolgen. Dies wird mithilfe des Einfallswinkels α_e beschrieben.

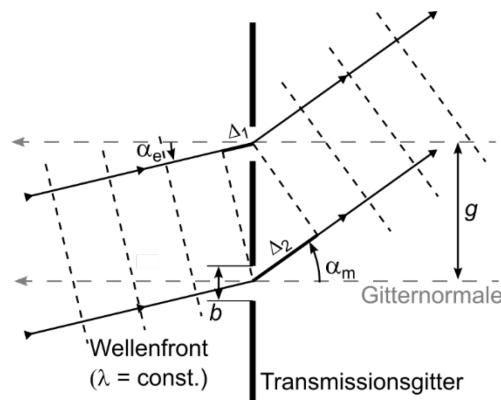


Abb. 3.9: Beugung an einem Transmissionsgitter

Der Gangunterschied ist dann

$$\Delta = \Delta_2 - \Delta_1 = g \sin \alpha_m - g \sin \alpha_e. \quad (3.9)$$

Es ist zu beachten, dass eine Vorzeichenkonvention benötigt wird, da sich je nach Einfallswinkel der Wellenfront die Sinusterme in der Gleichung (3.9) addieren oder subtrahieren können.

Der Einfallswinkel und der Beugungswinkel werden immer bzgl. der Gitternormalen als Bezugswinkel gemessen.

Liegen die beiden Winkel, wie in der Darstellung in Abb. 3.9, auf unterschiedlichen Seiten der Gitternormalen, haben sie das gleiche Vorzeichen. Der Gangunterschied ist folglich gleich Null, wenn beide Werte gleich sind. Liegen die Winkel auf der gleichen Seite der Gitternormalen, wird der Einfallswinkel als negativ angenommen [THOMSEN & GÜMLICH 1998, S. 164]. Es wird darauf hingewiesen, dass verschiedene Vorzeichenfestlegungen für die Winkel in der Literatur existieren, wodurch sich verschiedene Vorzeichen für die Gittergleichung ergeben. Das Resultat ist schlussendlich aber immer dasselbe.

Für $\Delta = m \cdot \lambda$ sind die Wellen in Phase und interferieren konstruktiv, sodass sich aus Gleichung (3.9) für die Beugungsmaxima die Gittergleichung

$$\sin \alpha_m - \sin \alpha_e = \frac{m\lambda}{g} \quad (3.10)$$

ergibt [PEDROTTI et al. 2005, S. 494].

Es resultiert folglich in Abhängigkeit des Einfallswinkels α_e und der Gitterkonstanten g für jede Wellenlänge λ ein definierter Beugungswinkel α_m , der die Richtung des Intensitätsmaximums für verschiedene Beugungsordnungen m beschreibt. Das Beugungsgitter trennt also die im einfallenden polychromatischen Licht enthaltenen Wellenlängen; als Resultat entsteht das bekannte elektromagnetische Spektrum.

In Abb. 3.10 ist die Winkelverteilung an einem Transmissionsgitter mit $g = 2,5 \mu\text{m}$ ($N = 400$) bei senkrechtem Lichteinfall ($\alpha_e = 0$) für die ersten drei Ordnungen im VIS-Bereich zwischen 400 nm und 700 nm dargestellt. Zur übersichtlicheren Betrachtung werden die Ordnungen in verschiedenen Entfernungen zum Gitter gezeigt.

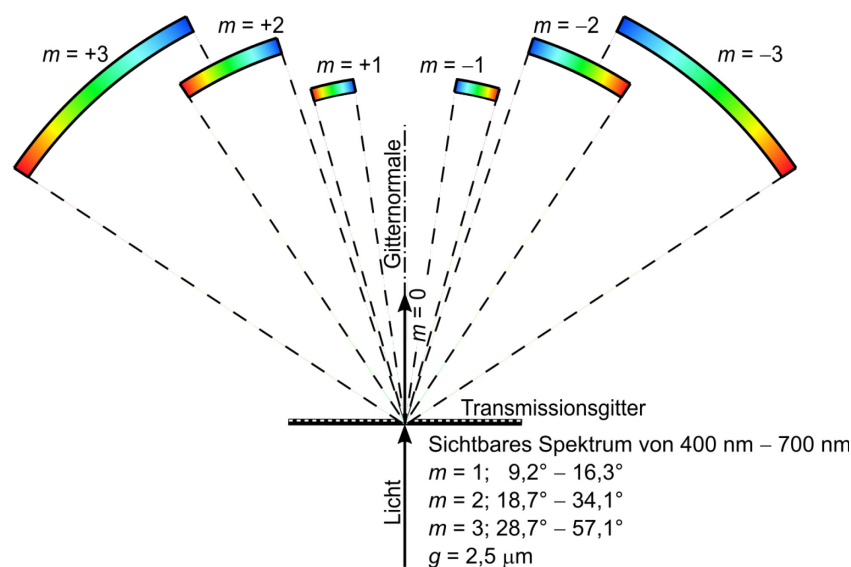


Abb. 3.10: Winkelverteilung des sichtbaren Spektrums, nach [PEDROTTI et al. 2005, S. 496]

Aus der Gleichung (3.10) ergibt sich, dass für die nullte Beugungsordnung $\alpha_m = \alpha_e$ gilt und alle Wellenlängen im Spektrum vorliegen, die im einfallenden Licht vorhanden sind. Die Nebenmaxima ($m \neq 0$) liegen symmetrisch zur Gitternormalen verteilt und die Intensität nimmt mit

steigender Ordnungszahl ab, während die Breite des Spektrums zunimmt (vgl. Abb. 3.8). In jeder Ordnung wird der langwellige Teil des Spektrums stärker gebeugt.

Besteht ein Transmissionsgitter aus wechselnden durchlässigen und undurchlässigen Bereichen, wird es Transmissions-Amplituden-Gitter genannt. Ist das Gittermaterial hingegen vollständig transparent und beinhaltet periodisch angeordnete Bereiche mit einer anderen optischen Dicke, handelt es sich um ein Transmissions-Phasen-Gitter. In ähnlicher Weise existieren auch Reflexions-Amplituden-Gitter und Reflexions-Phasen-Gitter (Abb. 3.11).

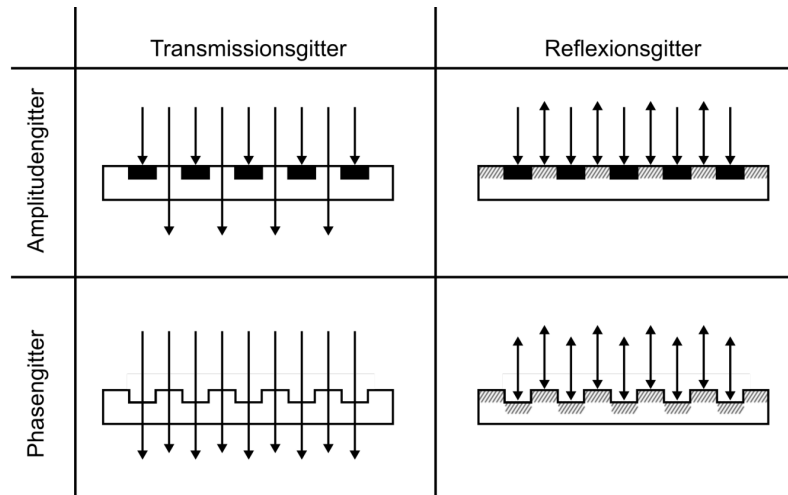


Abb. 3.11: Beugungsgittertypen, nach [PEDROTTI et al. 2005, S. 502]

Wie der Abbildung zu entnehmen ist, wird bei Amplitudengittern ein Teil der Lichtmenge an den undurchlässigen Bereichen (Stege) nicht gebeugt. Es trägt somit nicht zur Intensität des entstehenden Spektrums bei, was bei einem 1:1 Verhältnis von Spaltbreite zu Stegbreite einen 50-prozentigen Verlust ausmacht. Dies ist ein großer Nachteil von Transmissions- und Reflexionsgittern.

3.4.2 Reflexionsgitter

Ein Reflexionsgitter besteht aus einer hochspiegelnden Oberfläche, in die Vertiefungen bzw. Rillen eingearbeitet sind. Treffen nun Lichtwellen auf die Oberfläche, werden sie je nach Auftreffpunkt unterschiedlich reflektiert und interferieren je nach Phasenbeziehung (Abb. 3.12).

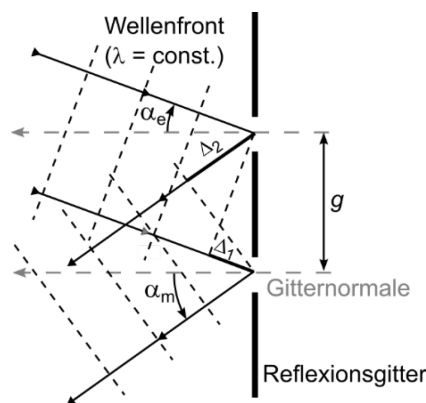


Abb. 3.12: Beugung an einem Reflexionsgitter

Der Gangunterschied ist wie schon beim Transmissionsgitter $\Delta = \Delta_2 - \Delta_1 = g \sin \alpha_m - g \sin \alpha_e$, so dass die Gittergleichung (3.10) ebenfalls gilt. Auch hier muss beachtet werden, dass, wenn der Einfalls- und der Beugungswinkel auf derselben Seite der Gitternormalen liegen, der Einfallswinkel als negativ anzunehmen ist.

Ein einfaches Beispiel für ein Reflexions-Phasen-Gitter sind CDs und DVDs aufgrund ihrer von innen nach außen laufenden Spiralspur zur Datenspeicherung. Im Schnitt betrachtet weisen die Linien der Spur einen konstanten Abstand auf und wirken so wie ein optisches Gitter mit einer Gitterkonstanten von $1,6 \mu\text{m}$ (CD) bzw. $0,74 \mu\text{m}$ (DVD). So werden die einzelnen Wellenlängen des VIS-Bereiches im einfallenden Tageslicht durch Lichtbeugung sichtbar.

Reflexionsgitter können auch als sogenannte holographische Gitter mithilfe der Interferenzlithographie hergestellt werden [GEYER 2009]. Dabei wird die symmetrische Furchenform durch das Interferenzmuster zweier kohärenter Teilstrahlen eines Lasers auf einem photoempfindlichen Lack erzeugt. Dadurch kommt es zu streifenförmig stärker und schwächer belichteten Bereichen, von denen eine von der Trägersubstanz abgetragen (zumeist geätzt) wird. So entsteht ein Furchenmuster mit einer definierten Gitterkonstante, das u. a. von der Laserwellenlänge abhängig ist. Holographische Reflexionsgitter können aufgrund dieser Fertigung auf verschiedene Formen aufgebracht werden. Zudem weisen sie ein um den Faktor 10 schwächeres Streulicht gegenüber mechanisch hergestellten auf. Ihre Reflektivität kann durch metallische Bedampfung erhöht werden [PAUL 1999, S. 290]. An dieser Stelle sei darauf verwiesen, dass solch ein Gitter letztendlich beim Bau des Neigungssensors verwendet wird (Abschnitt 6.2.2).

Auch Reflexionsgitter weisen den Nachteil auf, dass nur ein Teil der Lichtmenge zur Intensität des entstehenden Spektrums beiträgt, da die Ordnung mit der höchsten Intensität ($m = 0$) spiegelnd reflektiert wird.

3.4.3 Blaze-Gitter

Die beiden bisher vorgestellten Gittertypen haben den Nachteil, dass ein großer Teil der Lichtintensität durch Reflexion in der nullten Beugungsordnung für eine spektrale Auswertung nicht nutzbar ist. In dieser Ordnung existiert für jede im einfallenden Licht vorhandene Wellenlänge derselbe Beugungswinkel. Der Experimentalphysiker ROBERT WILLIAMS WOOD fand 1910 heraus, dass bei Veränderung der Rillen- bzw. Spaltform die Position des Intensitätsmaximums im Beugungsmuster verschoben werden kann, ohne Einfluss auf die Beugungswinkel zu nehmen. Dies ist damit begründet, dass der Beugungswinkel immer in Bezug zur Gitternormalen, der Ein- und Ausfallwinkel bei spiegelnder Reflexion aber bzgl. der Oberflächennormalen (Stufennormale) bestimmt wird. So kann die Lichtintensität der spiegelnden Reflexion auf einen gewünschten Beugungswinkel, den Blaze-Winkel α_B , gelenkt werden. In Abb. 3.13 ist diese sogenannte Blaze-Technik dargestellt.

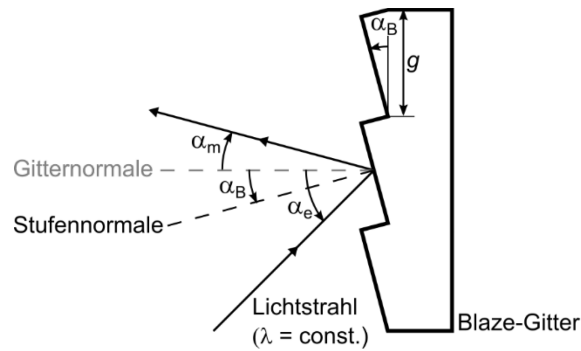


Abb. 3.13: Beugung am Blaze-Gitter nach [PEDROTTI et al. 2005, S. 507]

Bei spiegelnder Reflexion gilt

$$\alpha_e - \alpha_B = \alpha_m + \alpha_B \Leftrightarrow \alpha_B = \frac{\alpha_e - \alpha_m}{2}. \quad (3.11)$$

Auf diese Weise sind Blaze-Gitter so optimiert, dass die Beugungseffizienz für eine bestimmte Beugungsordnung (zumeist $m = 1$) maximal wird. Da, wie die Gleichung (3.10) zeigt, der Beugungswinkel von der Wellenlänge abhängig ist, gilt dies immer nur für eine bestimmte Wellenlänge. Für andere Wellenlängen ist die Intensität geringer. Die Blaze-Technik lässt sich sowohl für Reflexions- als auch für Transmissionsgitter einsetzen.

3.5 Faseroptische Sensoren

Faseroptische Sensoren sind passive Sensoren, die Lichtwellenleiter für die Informationsübertragung oder -gewinnung nutzen. Die Messgröße wird bei diesen Sensoren nicht durch eine elektrische Größe repräsentiert, sondern durch eine optische. Dazu zählen die Wellenlänge, die Intensität, die Phase, die Polarisierung und die Laufzeit [ZEH et al. 2002]. Daraus können geometrische Größen wie Längenänderungen oder Neigungen aber auch physikalische (Druck, Temperatur) und chemische Größen (pH-Wert) erfasst werden [DÖRING et al. 2017, S. 238]. In dieser Arbeit wird sich auf Anwendungen im Bauwesen fokussiert, bei denen die Erfassung von Längenänderungen, Dehnungen, Neigungen und Temperaturen die größte Bedeutung besitzt. Eine Einteilung kann z. B. nach dem Sensortyp vorgenommen werden (Abb. 3.14).

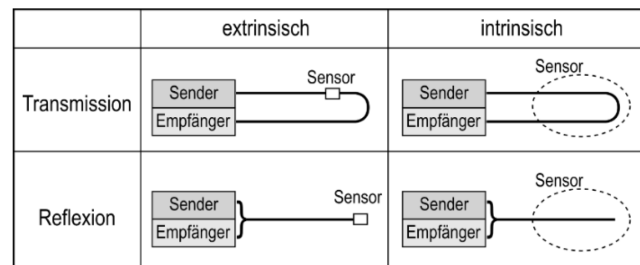


Abb. 3.14: Einteilung faseroptischer Sensoren, nach [DÖRING et al. 2017, S. 255]

Es wird zwischen extrinsischen Sensoren, bei denen der Lichtwellenleiter nur zur Signalübertragung genutzt wird, und intrinsischen Sensoren unterschieden. Bei intrinsischen Sensoren

dient der Lichtwellenleiter selbst als Sensor, da Einwirkungen von außen die Fasereigenschaften ändern. Extrinsische Sensoren haben gegenüber intrinsischen den Nachteil, dass lediglich punkt- oder abschnittsweise Messungen möglich sind. Je nachdem wie der Sensor in den Lichtwellenleiter eingebettet ist, wird zudem in Transmissions- und Reflexionsverfahren unterschieden. Beim Transmissionsverfahren werden die optischen Signale in einer Schleife vom Sender zum Empfänger übertragen. Im Gegensatz dazu befindet sich der faseroptische Sensor beim Reflexionsverfahren am Ende eines Lichtwellenleiters, sodass dieser die Signale vom und zum Sensor in beide Richtungen überträgt.

Der in dieser Arbeit entwickelte und in Kapitel 4 beschriebene faseroptische Sensor zählt zu den extrinsischen Sensoren, welcher nach dem Reflexionsverfahren arbeitet, da die Modulation der Lichtwelle außerhalb des Lichtwellenleiters stattfindet (siehe Abschnitt 4.1).

Es existieren eine Vielzahl von faseroptischen Sensoren, die erfolgreich für Monitoringaufgaben an Brücken, Tunneln, Dämmen, Hängen etc. eingesetzt werden. Im Folgenden sollen nur auszugsweise einige bekannte intrinsische und extrinsische Sensoren sowie Anwendungsfälle vorgestellt werden. Beispiele für weitere Sensoren können der Fachliteratur [PETERS & INAUDI 2022], [RAJAN & PRUSTY 2020], [RIBEIRO & RAPOSO 2018], [SCHUTH & BUERAKOV 2017], [DÖRING et al. 2017] und [HABEL & BRUNNER 2011] entnommen werden.

3.5.1 Intrinsische Sensoren

Die bekanntesten intrinsischen Sensoren sind FBG-Sensoren. Diese nutzen periodische Brechzahländerungen im lichtleitenden Faserkern von Monomodefasern als Grenzflächen, die eine bestimmte Wellenlänge des eingespeisten Lichts reflektieren (Abb. 3.15).

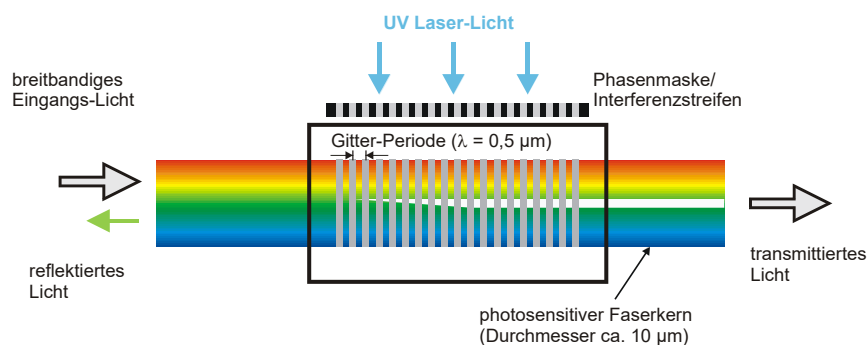


Abb. 3.15: Prinzip des Faser-Bragg-Gitters [DÖRING et al. 2017, S. 252]

Eine Änderung der Temperatur oder wechselnde Druck- und Zugkräfte führen zur Änderung der Gitter-Periode und damit zur Änderung der reflektierten und messbaren Wellenlänge. Der Messeffekt ist sehr klein. Beispielsweise ist zur Bestimmung einer relativen Dehnung von $1 \mu\text{m}/\text{m}$ bzw. einer Temperaturänderung von $0,1 \text{ K}$ die Messung der Wellenlängenänderung mit einer Auflösung von 1 pm notwendig (im üblichen Arbeitsbereich von 800 nm bis 1500 nm). Eine ausführliche Beschreibung der physikalischen Grundlagen des Sensorprinzips kann der Fachliteratur, z. B. [HABEL & BRUNNER 2011], [LOPEZ-HIGUERA 2002] und [TRUTZEL 2001] entnommen werden. Einen guten Überblick zu den Einsatzmöglichkeiten von FBG in SHM-Anwendungen geben [BRAUNFELDS et al. 2024].

[ZHENG et al. 2018] führten experimentelle Untersuchungen zur Applikation von FBG-Sensoren an Brückenkabeln durch. In wiederholt getätigten Messungen in Belastungs- und Entlastungsphasen mit verschiedenen Ermüdungszuständen des Stahldrahtes wurde eine lineare Beziehung zwischen der Belastung und der Wellenlängenänderung festgestellt. In über 200 Millionen Ermüdungszyklen zeigte sich eine hohe Wiederholgenauigkeit. [TAKEDA et al. 2022] zeigen, wie eine simultane Messung von Dehnungs- und Temperaturmessungen in Verbundwerkstoffen auf Harzbasis, die z. B. bei der Verstärkung von Brückenpfeilern eingesetzt werden, möglich ist. Da FBG empfindlich auf ionisierende Strahlung reagieren, werden diese auch zur Überwachung von Kernkraftanlagen eingesetzt [DÖRING et al. 2017, S. 237].

Weitere intrinsische Sensoren sind solche Sensoren, bei denen die auftretende Rückstreuung des Lichts ausgewertet wird. Da die Intensität der Rückstreuung abhängig von Änderungen in den äußeren Einflüssen wie Druck, Dehnung oder Temperatur ist, können diese Größen bestimmt werden. Die Berücksichtigung der Laufzeit des Lichtes führt zur räumlichen Zuordnung der Kollisionsorte, an denen eine Rückstreuung des Lichts stattfindet. Zum einen kann dabei die für die Dämpfung hauptverantwortliche RAYLEIGH-Streuung, mit der die *elastische Streuung* von elektromagnetischen Wellen an Partikeln bezeichnet wird, ausgenutzt werden. Zum anderen werden aber auch unelastische Streuungen, also nichtlineare Kollisionsprozesse, bei denen sich die Energie der Photonen ändert, wie die RAMAN-Streuung und die BRILLOUIN-Streuung verwendet (siehe Abschnitt 3.2). So ist es z. B. möglich, das Dehnungsprofil eines belasteten Stahlbetonbalkens oder die Temperaturverteilung in einem Ofen der Stahlindustrie zu bestimmen [SAMIEC 2011]. Mit der verteilten Messung entlang einer Standardglasfaser wird eine räumliche Auflösung im Millimeterbereich erreicht. Im Weiteren kann die orts aufgelöste Temperaturmessung mit einem faseroptischen Temperatursensor, bei dem die temperaturabhängige RAMAN-Streuung im Lichtwellenleiter genutzt wird, zur Detektion von Leckagen in Dämmen genutzt werden [FABRITIUS et al. 2017].

3.5.2 Extrinsische Sensoren

Ein Beispiel, bei dem der Lichtwellenleiter nur zur Signalübertragung genutzt wird, sind Sensoren, die nach dem chromatisch-konfokalen Messprinzip arbeiten. Dieses Prinzip beruht auf der chromatischen Aberration. Da die Bildbrennweite f einer Linse abhängig von der Brechzahl des Glases und die Brechzahl wiederum eine Funktion der Wellenlänge ist, ergeben sich für verschiedene Farben des Lichtes unterschiedliche Abstände vom jeweiligen Brennpunkt zur Linse. Diese longitudinalen Abweichungen (veraltet: Farblängsfehler) zeigt Abb. 3.16.

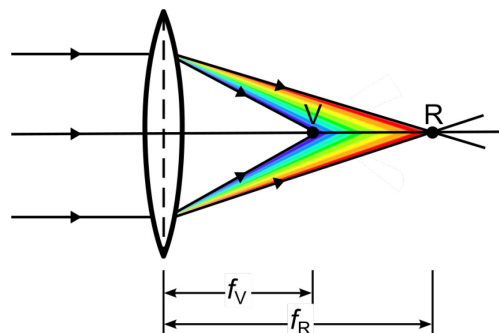


Abb. 3.16: Longitudinale Abweichungen des Brennpunktes f für parallel einfallendes rotes (R) und violettes (V) Licht, nach [PEDROTTI et al. 2005, S. 138]

Als Sensor dient ein Objektiv mit ausgeprägter longitudinaler chromatischer Aberration, über das breitbandiges Licht geführt und dort je nach Wellenlänge unterschiedlich stark gebrochen wird. Je nach Abstand eines Messobjektes zum Sensor, wird ein bestimmter Teil des Lichtes auf die Objektoberfläche fokussiert und dann mit hoher Intensität reflektiert. Aus einer wellenlängenbezogenen Intensitätsauswertung des reflektierten, über denselben Lichtwellenleiter rückgeführten, Signals kann der Abstand des Messkopfes zum Messobjekt berechnet werden. In Abhängigkeit des Messkopfes können Abstände zwischen 0,15 mm und 3 mm mit einer Auflösung von 0,6 μm mit hoher Messfrequenz bestimmt werden. Weitere Informationen können [BOCK et al. 2014a] und [PRECITEC 2021] entnommen werden. Das chromatisch-konfokale Messprinzip wird z. B. zur Qualitätskontrolle in der industriellen Fertigung, zur Untersuchung von medizintechnischen Proben und zur Erfassung von Oberflächenstruktur und Rauheit eingesetzt [SCHUTH & BUERAKOV 2017, S. 125ff].

Ein schon seit einigen Jahren bekanntes faseroptisches Messsystem, bei dem Lichtleitfasern zur Signalübertragung über Distanzen von bis zu 100 m dienen, ist das Deformationsmesssystem SOFO des im Jahre 1996 gegründeten, schweizerischen Unternehmens SMARTEC SA. Unter anderem sind beim statischen System Distanzmessungen im Bereich bis 50 mm mit einer Präzision von zwei Mikrometern möglich [SMARTEC 2022]. Dabei werden nach der Methode der Weißlichtinterferometrie die Wegdifferenzen durch Inferenzmessungen hochgenau bestimmt [HARIHARAN 2007]. Der eigentliche Messort bei diesem System ist das Faserende der verbauten Messfaser, an der das eingekoppelte Licht reflektiert wird. In die Fasern können auch mehrere teildurchlässige Spiegel eingebracht werden, sodass dann mit einer Faser mehrere Längenänderungen gemessen werden können [DÖRING et al. 2017, S. 247].

3.6 Mess- und Auswerteeinheit

Zur Messung der faseroptischen Signale bzw. des elektromagnetischen Spektrums wird zumeist ein Spektrometer oder Spektrograph eingesetzt. Mit diesem ist es möglich, die Energie bzw. die Intensität der Strahlung als Funktion der Wellenlänge bzw. der Frequenz zu beschreiben. Die auszuwertende Strahlung wird hierzu in ihre einzelnen spektralen Anteile zerlegt und analysiert. Bei Monochromatoren wird in verschiedenen Auflösungsstufen sequenziell für jede Wellenlänge ein Intensitätswert angegeben. Die Verwendung eines Polychromators ermöglicht die Bestimmung der Intensitäten aller im Spektrum enthaltenen Wellenlängen mit einer einzigen Messung. Nachfolgend werden die unterschiedlichen Spektrometertypen aufgezeigt.

Je nach Konstruktionsprinzip gibt es verschiedene Spektrometer. Ein häufig vorkommender Typ ist die CZERNY-TURNER-Aufstellung (Abb. 3.17).

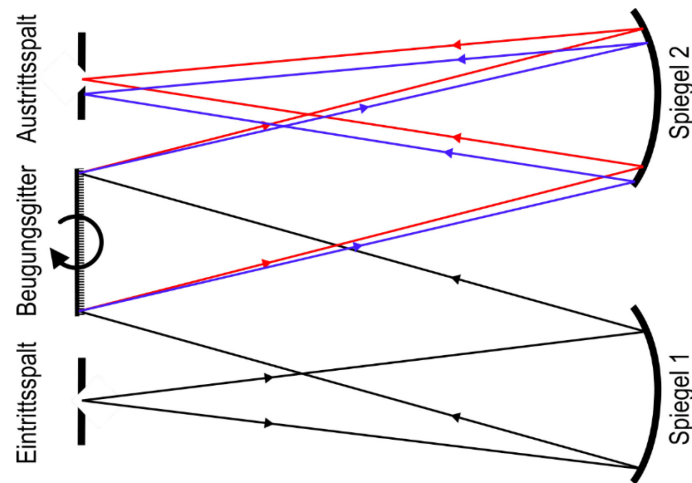


Abb. 3.17: CZERNY-TURNER-Aufstellung

Hierbei tritt die zu analysierende optische Strahlung über einen Eintrittsspalt oder eine Lochblende in das Messgerät ein, wird durch eine Linse oder einen konkaven Spiegel (Spiegel 1) *kollimiert* und trifft schließlich auf ein dispersives Element, zumeist ein Beugungsgitter. Dieses trennt, wie in Abschnitt 3.4 beschrieben, die im Spektrum enthaltenen Wellenlängen. Mittels eines zweiten Spiegels (Spiegel 2) wird eine bestimmte Wellenlänge auf einen Austrittsspalt bzw. Punktdetektor fokussiert, deren Intensität dann analysiert wird. Durch Drehung des Beugungsgitters kann die zu messende Wellenlänge verändert werden. Die Geräte werden daher oft auch als Monochromator bezeichnet. Bei den ersten Monochromatoren wurde die den Austrittsspalt passierende Strahlung auf einen Bildschirm abgebildet. Aufgrund der zumeist länglichen Form des Spalts ergab sich eine, die Wellenlänge charakterisierende Linie, die als Spektrallinie bezeichnet wurde (siehe Abb. 3.19b).

Bei der EBERT-FASTIE-Aufstellung wird anstelle der beiden in Abb. 3.17 gezeigten Spiegel lediglich ein gemeinsamer Konkavspiegel verwendet. Um die Anzahl der optischen Komponenten möglichst klein zu halten, kann auch ein gekrümmtes Gitter verwendet werden, sodass die beiden konkaven Spiegel entfallen. In der Regel wird dies in der ROWLAND-Anordnung realisiert, wo Eintrittsspalt, Gitter und Austrittsspalt auf einem Kreis mit dem Durchmesser des Krümmungsradius des Gitters liegen [PAUL 1999, S. 258]. Entfällt die Drehung des Gitters und werden die einzelnen Wellenlängen auf einen CCD-Zeilen- oder Flächensensor geleitet, können alle im Spektrum enthaltenen Wellenlängen zeitgleich bestimmt werden, was einen erheblichen Zeitgewinn im Vergleich zu Monochromatoren mit sich bringt. Jedes Pixel des Zeilensensors liefert dann ein zu einer Wellenlänge korrespondierenden Intensitätswert. Diese sogenannten Polychromatoren besitzen eine geringe Anzahl von optischen Bauteilen, was den Fertigungsaufwand reduziert, sowie keine mechanisch bewegten Teile, wodurch sich kaum Verschleiß einstellt und die Justierung dauerhaft gewährleistet werden kann (Wartungsfreiheit). Die Auflösung dieser Polychromatoren hängt von der Anzahl der Pixel des Zeilensensors ab, da nur für jedes Pixel des Zeilensensors ein zu einer Wellenlänge korrespondierender Intensitätswert vorliegt. In Abb. 3.18 ist der innere Aufbau eines Polychromators mit konkavem, holographischen Reflexionsgitter dargestellt.

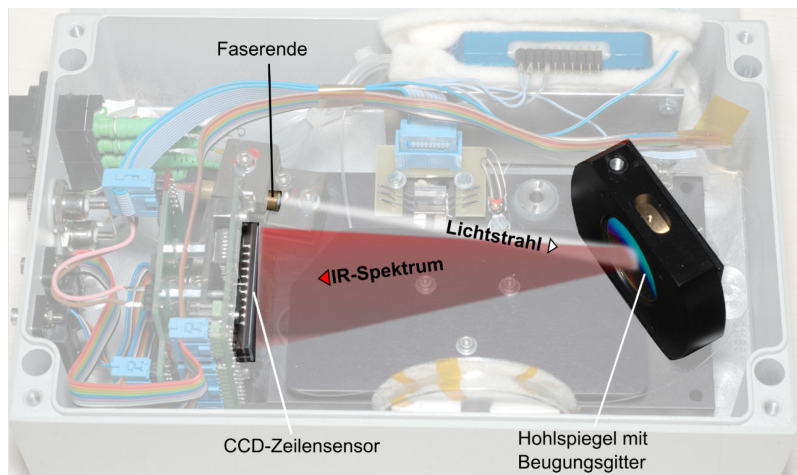


Abb. 3.18: Innerer Aufbau eines Polychromators

Die Abbildung zeigt ein modifiziertes FBG-Spektrometer des LEIBNIZ-Instituts für Photonische Technologien (IPHT) Jena für den nahen Infrarotbereich (790 nm bis 875 nm). Im Spektrometer wird die zu untersuchende Strahlung (in diesem Fall die IR-Strahlung) über einen Hohlspiegel mit Beugungsgitter in sein Spektrum aufgespalten und auf einen CCD-Zeilensensor mit 1024 Pixeln geleitet. Mit dessen Hilfe werden die Lichtintensitäten in Abhängigkeit von der Wellenlänge mit einer Auflösung von ca. 85 pm je Pixel bestimmt. Die Bestimmung der Wellenlänge ist mit geeigneten Auswertalgorithmen auf ca. 3 pm möglich [GEBHARDT & SCHWARZ 2011]. Neueste Modelle können sogar Genauigkeiten von unter 1 pm erreichen [POLYTEC 2022].

Bei Prismenspektrometern wird als dispersives Element ein Prisma verwendet. Diese Spektrometer zeichnen sich durch eine starke Lichtausbeute aus und können einen großen spektralen Bereich darstellen. Allerdings ist die spektrale Auflösung eher gering. Mit dem in Gitterspektrometern eingesetzten Beugungsgittern lassen sich hingegen kleinere, definierte Wellenlängenbereiche mit einer hohen spektralen Auflösung bestimmen.

Spezielle Blaze-Gitter mit hohen Blaze-Winkeln von ca. 60 bis 75° ermöglichen eine große Effizienz in hohen Beugungsordnungen. Diese sogenannten Echelle-Spektrometer werden in der Astronomie für die hochauflösende Aufnahme von Sternspektren mit einem sehr großen Wellenlängenbereich benutzt [EVERSBERG & VOLLMANN 2014].

Für Labormessungen werden häufig Optische Spektrum-Analysatoren (OSA) eingesetzt. Mit diesen Geräten ist die Bestimmung der Wellenlänge mit einer hohen Präzision von $< 0,8$ pm im VIS-Bereich möglich [OSA201C 2017]. OSA sind allerdings nicht für Messungen im Feld geeignet, da sie groß, empfindlich und zudem mit einigen 10 Tsd. Euro mit hohen Kosten verbunden sind.

Im Bereich der Bauwerksüberwachung liegt das Interesse eher an robusten, kleinen und preiswerten Spektrometern. Allerdings ist für die Erzielung einer hohen Messauflösung mit solchen Geräten ein eingeschränkter Messbereich von wenigen Nanometern zu akzeptieren. Spektrometer, die diese Anforderungen erfüllen, sind bei einer Reihe von Anbietern erhältlich [SANTOS & FARAH 2015]. Mit speziellen Auswertalgorithmen können hohe Auflösungen von etwa einem hundertstel Pixel und Messfrequenzen von mehreren Kilohertz erreicht werden.

Für große Messbereiche von mehreren hundert Nanometer sind entsprechende Spektrometer mit Auflösungen von einigen zehntel Nanometer bis wenige Nanometer wie das Black-Comet der Firma STELLARNET, Inc. verfügbar [BLACK-COMET 2024].

Im Weiteren gibt es Geräte, mit denen die optische Rückstreuung an Lichtwellenleitern möglich ist. Diese Messgeräte basieren auf der Optical Time Domain Reflectometer (OTDR)-Technik, die bereits seit den 80er-Jahren für die Fehlersuche in Lichtwellenleiter-Kommunikationssystemen eingesetzt wird. Ein Laser sendet kurze Laserpulse in den Lichtwellenleiter und misst darauf die Rückstreuung entlang der gesamten Faser. Obwohl komfortable Messgeräte zur Verfügung stehen, ist das Verständnis der prinzipiellen Wirkungsweise des Rückstreuverfahrens erforderlich, um die Messergebnisse richtig deuten zu können. Die Rückstreuung an Lichtwellenleitern mit einem Rückstreuungsmessgerät liefert Aussagen über die Eigenschaften des verlegten Lichtwellenleiters, wie Dämpfungen, Dämpfungskoeffizienten sowie Störstellen (Stecker, Spleiße, Unterbrechungen).

Abschließend sei noch erwähnt, dass zur Auswertung von faseroptischen Messungen auch spezielle Interferometer verwendet werden. Interferometer sind Auswerteeinheiten, die einen Lichtstrahl in zwei oder mehrere Teilstrahlen aufteilen und wieder überlagern. Legen die Teilstrahlen unterschiedliche optische Wege zurück, können bei der Überlagerung Interferenzen und Phasendifferenzen gemessen werden, aus denen Druck, Temperatur- oder auch Längenänderungen bestimmt werden. Beispielsweise werden die Signale eines als Referenz dienenden und eines als Messfaser fungierenden Lichtwellenleiters, beim SOFO-Messsystem (siehe Abschnitt 3.5.2) verglichen. Die Messfaser steht direkt mit den äußeren Einflüssen in Berührung, wohingegen die Referenzfaser isoliert von externen Einflüssen gehalten wird.

Auf Messgeräte zur Rückstreuung und zur interferometrischen Messung soll hier nicht näher eingegangen werden, da diese für das in dieser Arbeit vorgestellte Messprinzip der Auswertung des elektromagnetischen Spektrums nicht verwendbar sind. Weitere Ausführungen können [FANG et al. 2012], [SANTOS & FARAH 2015] und [DÖRING et al. 2017] entnommen werden.

3.7 Auswertung von faseroptischen Messungen

Wie im letzten Abschnitt gezeigt, werden bei der Messung des elektromagnetischen Spektrums mit einem Spektrometer Wertepaare aus Wellenlänge und Intensität bestimmt. Bei der graphischen Darstellung der Messergebnisse werden i. d. R. die Wellenlängen auf der Abszisse und die Intensitäten auf der Ordinate abgebildet. Die Datenpunkte werden mittels interpolierter Linie als Graph dargestellt. Beispielhaft wird in Abb. 3.19 das Spektrum einer Niederdruck-Cadmiumdampfampe gezeigt, welches mit einem Polychromator, der einen 256-Pixel-Zeilensensor verwendet, aufgenommen wurde.

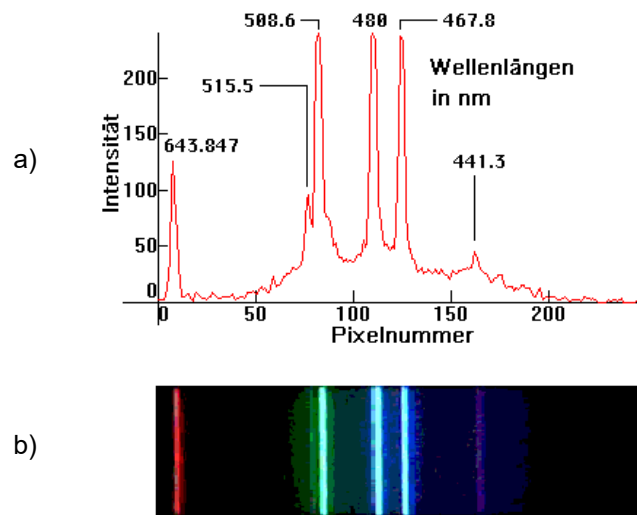


Abb. 3.19: Spektrum einer Niederdruck-Cadmiumdampfampe, a) Messsignal des 256-Pixel-Zeilensensors als interpolierte Linie, b) Bildausschnitt einer Farbkamera [HERBERTWEIDNER 2008]

Die Auflösung dieses Spektrums beträgt ca. 0,8 nm je Pixel. Es ist gut zu erkennen, dass die Spektrallinien durch Wellenlänge, Linienintensität und Linienbreite charakterisiert werden. Die Linienbreite ist die Breite des Wellenlängenintervalls, welches von einer Spektrallinie überdeckt wird. Die Linienbreite wird meist als Halbwertsbreite (Full Width at Half Maximum, FWHM) angegeben. Als alternativer Begriff zur Spektrallinie hat sich in der Literatur auch der Begriff Peak (d. h. Maxima) in einem als Intensitätskurve aufgezeichneten Spektrum etabliert.

Die Auflösung in der Wellenlängenbestimmung ist bei Monochromatoren von der Anzahl der einstellbaren Auflösungsstufen und bei Polychromatoren von der Anzahl der Pixel des Zeilensensors abhängig. Für Ergebnisse im Subpixelbereich, muss das Messsignal ausgewertet werden. Dies kann durch spezielle Auswertalgorithmen oder durch die Approximation mit geeigneten mathematischen Funktionen und deren Auswertung, wie es z. B. in Abb. 3.20 der Fall ist, erfolgen.

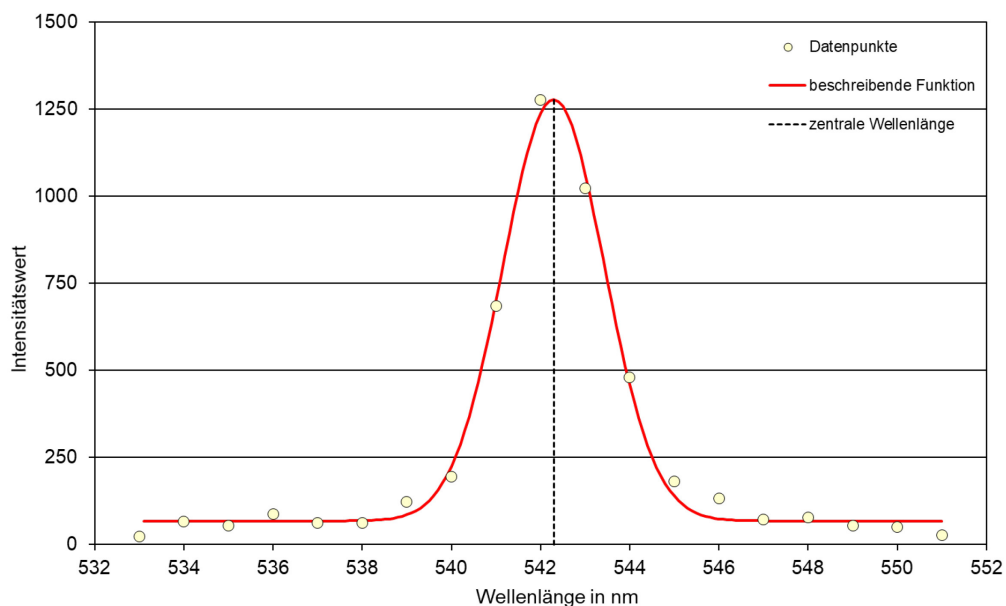


Abb. 3.20: Messsignalausschnitt einer Messung mit FBG-Sensor

Im Allgemeinen werden die mit einem Spektrometer ermittelten Spektren mithilfe der sogenannten Spektroskopie ausgewertet und interpretiert [SKRABAL 2009]. Beispielsweise erfolgt die Identifizierung von Materialien und die Analyse von Materialeigenschaften mittels IR-Spektroskopie [GÜNZLER & GREMLICH 2003], RAMAN-Spektroskopie [POPP & MAYERHÖFER 2020] und der VIS-UV-Spektroskopie [REICHENBÄCHER & POPP 2007]. Dabei wird häufig das gesamte Messsignal gefiltert (bereinigt) und mit geeigneten Funktionen interpoliert und beschrieben, wie z. B. in [LÜNSDORF & LÜNSDORF 2016] und [BRADLEY 2007] erläutert. Aus den bestimmten Funktionsparametern werden dann die Wellenlängen, Intensitäten und FWHMs der im Messsignal vorliegenden Spektrallinien bestimmt. [LÜNSDORF 2015] zeigt, dass sich für eine bestmögliche Analyse GAUß-, LORENTZ- und VOIGT-Funktionen bzw. Kombinationen davon bewährt haben (Abb. 3.21).

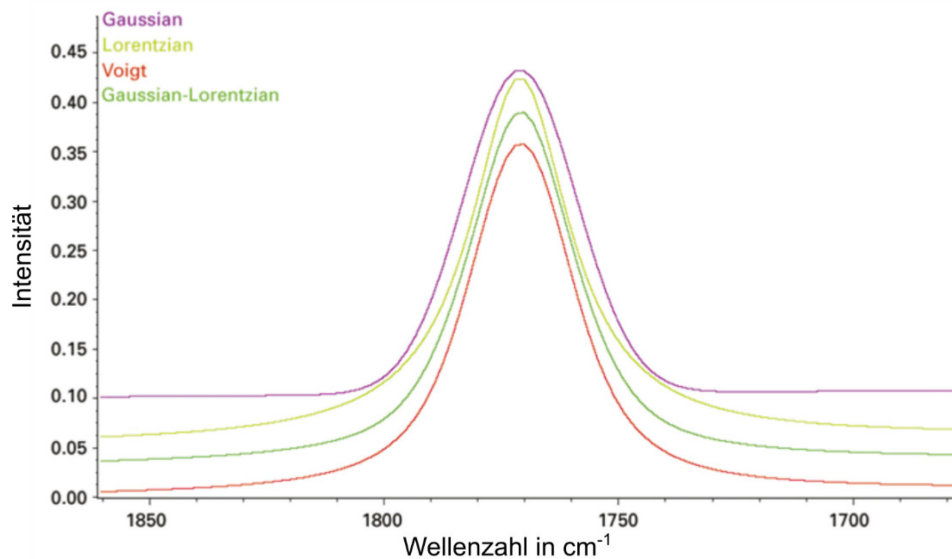


Abb. 3.21: Vergleich von Linienformen: GAUß, LORENTZ, VOIGT und GAUß-LORENTZ-Kombination, nach [BRADLEY 2007]

Wie in der Abbildung zu erkennen ist, unterscheiden sich diese Funktionen bei gleichen Parametern, wie Funktionsargument, Funktionswert und FWHM, in der Approximation des Bereichs um den Maximalpunkt des Messsignals und der Steigung der zugehörigen Flanken. Zur besseren Differenzierung sind die Funktionen in Richtung der y-Achse (Intensität) leicht versetzt angeordnet.

Die zu wählende Funktion orientiert sich dabei i. d. R. am Messsignal. So erweist sich z. B. für die Auswertung von FBG-Messungen eine angepasste GAUß-Funktion als die zweckmäßigste [GEBHARDT & SCHWARZ 2011]. Neben diesen Berechnungsmethoden existieren auch andere Ansätze, wie z. B. Realisierungen des Linear-Phase-Operators [ZEH 2004, S. 107 ff], Berechnungen des Schwerpunktes der Spektrallinie als gewichtetes arithmetisches Mittel der Intensitäten [ECKE 2006] sowie die Verwendung der hyperbolischen Tangensfunktion bei Spektrallinien mit großer FWHM [PALUMBO et al. 2018]. Oftmals sind bereits verschiedene Algorithmen in der zum Messsystem gehörenden Gerätesoftware implementiert. Die Auswahl erfolgt dann benutzerdefiniert je nach Anwendungsfall.

3.8 Bewertung der faseroptischen Messtechnik

Die faseroptische Messtechnik hat sich in den letzten zwei Jahrzehnten in vielen Anwendungsbereichen des Bauwesens etabliert. Wie gezeigt wurde, existieren eine Vielzahl von faseroptischen Sensoren, die erfolgreich für verschiedenste Messaufgaben an Brücken, Tunneln, Dämmen, Hängen etc. eingesetzt werden [DEL VILLAR & MATIAS 2021]. Sie zeichnet sich durch enorme Vorteile gegenüber der elektrischen Messwerterfassung aus. Die Sensoren haben eine hohe Eigensicherheit, da sie gegenüber elektromagnetischen Feldern immun sind [SCHALLERT et al. 2004]. Oftmals ist keine elektrische Energie am Sensor erforderlich. Lichtwellenleiter besitzen einen hohen Schmelzpunkt und sind mit speziellen Coatings widerstandsfähig gegenüber chemischen Angriffen und anderen Umwelteinflüssen [DÖRING et al. 2017, S. 237]. Damit ist ein störungsfreier Einsatz in blitz- und explosionsgefährdeten Umgebungen sowie unter extremen Umweltbedingungen (hohe Temperatur, Radioaktivität, ...) möglich. Dies bestätigen z. B. die Ergebnisse von [BREMER et al. 2019], die die Dauerhaftigkeit von faseroptischen Sensoren in einer hochalkalischen Betonumgebung untersucht haben. Die weder leitenden noch korrosiven Eigenschaften der faseroptischen Sensorik könnten zudem für Anwendungen genutzt werden, bei denen giftige Gase sowie Hochspannungen auftreten. Aufgrund keiner oder nur gering auftretender Alterung und keiner Beeinträchtigung durch Korrosion ergibt sich eine hohe Langzeitstabilität [LEONI 2013]. Die Sensoren haben kompakte Abmessungen, ein geringes Gewicht und sind driftarm [FLORIS et al. 2021].

Ferner können in einem Lichtwellenleiter mehrere faseroptische Sensoren integriert und gleichzeitig erfasst werden. Oder der gesamte Lichtwellenleiter bildet den Sensor, der dann je nach Auflösung örtlich verteilt abgefragt werden kann. Der Installationsaufwand gegenüber der elektrischen Messtechnik ist folglich gering, da u. U. nur eine einzige, mehrere hundert Meter lange, Anschlussleitung verbaut werden muss. Sie können sogar direkt in die zu überwachenden Objekte eingebracht werden, um Einblicke in das innere Bauwerksverhalten zu gewinnen [LIENHART & BRUNNER 2007], [KREBBER & HABEL 2011]. So können neben dynamischen (Beschleunigung) und geometrischen (Länge, Neigung) Bauwerkseigenschaften auch physikalische Bauwerksparemeter, wie Bauteiltemperatur und -feuchte, sowie chemische Parameter ermittelt werden. Werden faseroptische Sensoren bereits bei der Erstellung der Bauteile integriert, ergibt sich ein optimaler Verbund mit dem Baustoff und es können bereits während des Herstellungsprozesses Deformationen und Temperaturen erfasst werden, wie [FERNANDO et al. 2017] und [BREMER et al. 2016] zeigen.

Mit den genannten Eigenschaften sowie ihrer teilweise hohen Empfindlichkeit und Genauigkeit eignen sie sich zur kontinuierlichen Überwachung von Ingenieurbauwerken. Diese Vorteile machen die faseroptische Messtechnik zu einem interessanten Feld für das Bauwerksmonitoring im Allgemeinen, aber auch für die Neigungsmessung im Speziellen.

Ein Nachteil faseroptischer Sensoren ist, dass eine aufwendige opto-elektrische Signalwandlung erforderlich ist und dass in vielen Fällen eine Kompensation von Temperatureinflüssen notwendig wird [SCHALLERT et al. 2004]. Jedoch können diese Einflussgrößen in den heutigen Auswertesystemen berücksichtigt werden. Im Weiteren muss beachtet werden, dass der Umgang mit optischen Komponenten u. U. spezielle Schulungen erfordert. Weitere Effekte bzw. Verhaltensweisen z. B. zum Alterungsverhalten sind (noch) nicht vollständig geklärt.

Die Auswertung der Spektren muss an die jeweilige Aufgabenstellung angepasst sein. Im Allgemeinen können die in der Spektroskopie verwendeten Auswertalgorithmen verwendet werden, bei denen zumeist GAUß-, LORENTZ- und VOIGT-Funktionen bzw. Kombinationen dieser zum Einsatz kommen. So sind Genauigkeiten bei der Wellenlängenbestimmung von einigen Pikometern oder auch zehntel Pikometer möglich. Allerdings hängen diese Werte stark von der Messauflösung des eingesetzten Spektrometers ab. Die höchsten Messauflösungen werden entweder von preisintensiven Laborgeräten oder von Geräten mit stark eingeschränktem Messbereich von wenigen Nanometer erreicht. Die für den Bereich der Bauwerksüberwachung interessanten robusten, kleinen und preiswerten Spektrometer liefern Auflösungen von einigen zehntel Nanometer bis wenige Nanometer, die je nach Auswertetechnik noch gesteigert werden können.

4 Konzeption des faseroptischen, zweiachsigen Neigungssensors

In diesem Kapitel steht der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte faseroptische, zweiachsige Neigungssensor im Vordergrund. Zunächst wird das physikalische Messprinzip des Sensors beschrieben, nach dem mithilfe der in Abschnitt 3.3 vorgestellten Lichtbeugung am optischen Gitter ein neigungsabhängiges Sensorsignal erzeugt werden kann. Zudem wird erläutert, wie der Bezug zum Erdschwerefeld realisiert ist, sodass aus der Messung wellenlängenspezifischer Intensitätsänderungen die zweiachsige Neigung des Sensors bzgl. der Lotrichtung bestimmt werden kann. Anschließend erfolgt die mathematische Modellierung, mit der die Beziehungen zwischen den mechanischen und den optischen Sensorbauteilen abgebildet werden. Damit kann die Dimensionierung des Sensors in Abhängigkeit von Leistungsdaten wie Auflösung und Messbereich abgeleitet werden. Im ersten Schritt konnte mithilfe der Modellierung ein Simulationsprogramm erstellt werden, um das Messprinzip zu visualisieren und das Sensorverhalten zu simulieren. Im Folgenden wird als optisches Gitter ein Reflexionsgitter verwendet, da solch ein Gitter letztendlich beim Bau des Neigungssensors verwendet wurde (Abschnitt 6.2.2). Das physikalische Messprinzip und die mathematische Modellierung sind jedoch unabhängig von der Wahl des optischen Gitters und würden auch bei Verwendung eines Transmissionsgitters zu den gleichen Ergebnissen führen.

4.1 Physikalisches Grundprinzip

Die optische Strahlung einer breitbandigen Lichtquelle wird auf ein Reflexionsgitter geführt. Durch die Lichtbeugung an diesem optischen Gitter wird ein elektromagnetisches Spektrum erzeugt, in das als Sensorelement ein geometrisches Muster eingebracht wird. Das geometrische Muster ist als Schlitzblende ausgeführt, bei dem der Spalt senkrecht zur Ausbreitungsebene des elektromagnetischen Spektrums orientiert ist. Mithilfe der Schlitzblende wird ein Teil des Spektrums selektiert und hinsichtlich seiner spektralen Anteile analysiert. Ändert sich die Position des Musters quer zur Ausbreitungsebene des Spektrums, ändert sich auch der gemessene (selektierte) spektrale Bereich (Abb. 4.1). Es besteht also ein Zusammenhang zwischen der gemessenen mittleren Wellenlänge des selektierten Spektralbereiches und der Position der Schlitzblende.

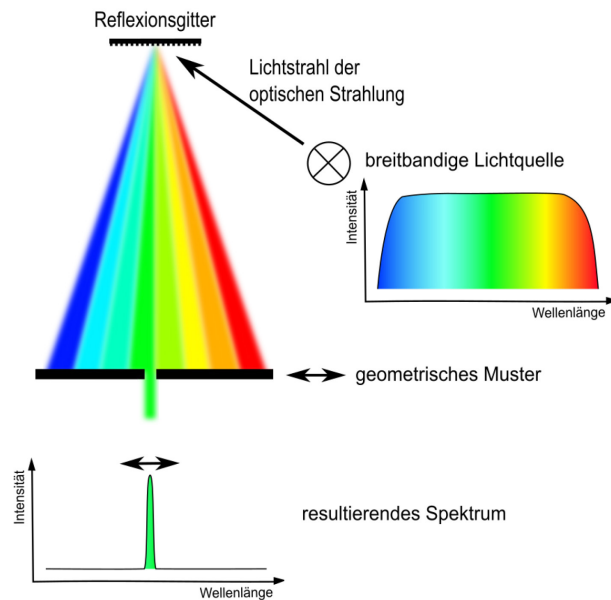


Abb. 4.1: Messprinzip des faseroptischen Neigungssensors (Seitenansicht)

Um die Position des geometrischen Musters in zwei Raumrichtungen zu bestimmen, wird die Schlitzblende statt mit einer schmalen, länglichen Öffnung (Schlitz) mit zwei Schlitzn ausgeführt. Dabei ist ein Schlitz schräg und einer senkrecht zur Ausbreitungsebene des Spektrums orientiert. So ergeben sich eindeutig zuordenbare Musterstrukturen in zwei Raumrichtungen. Mit einem solchen zweidimensionalen Muster lassen sich dann die in Abb. 4.2 schematisch dargestellten Spektren in Abhängigkeit der räumlichen Position des Musters realisieren.

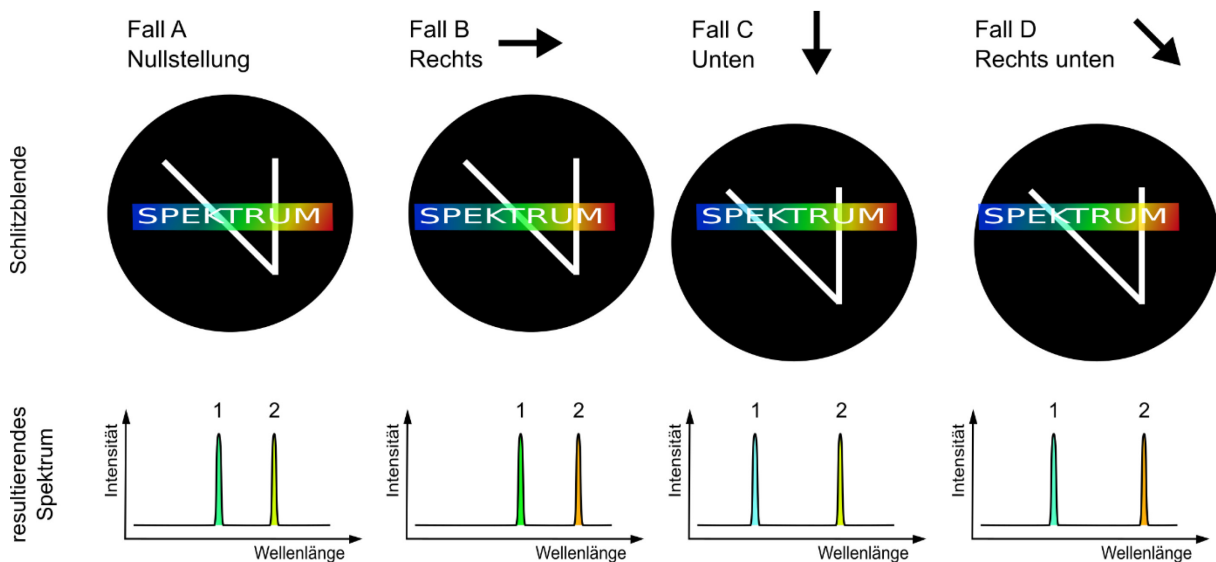


Abb. 4.2: Zweidimensionale Funktionsweise des Sensors (Draufsicht)

Die Betrachtungsrichtung im oberen Teil von Abb. 4.2 entspricht der Richtung des gebeugten Lichts vom Reflexionsgitter zur Schlitzblende. Durch die Position des rechten (senkrechten) Schlitzes wird der geometrische Ort des Musters in einer Raumrichtung bestimmt (links oder rechts). Die zweite, um 90° zur ersten versetzte Raumrichtung (oben oder unten) wird durch den diagonal angeordneten Schlitz und dessen spektralen Abstand zum rechten Schlitz festgelegt. Bewegt sich z. B. die Schlitzblende aus ihrer Nullstellung (Fall A) nach rechts, ändern sich

die beiden resultierenden spektralen Anteile 1 und 2, wobei ihr gegenseitiger spektraler Abstand konstant bleibt (Fall B). Verschiebt sich die Schlitzblende nach unten, ändert sich der Abstand der beiden spektralen Bereiche durch eine Verschiebung des Spektralbereiches 1 (Fall C). Im Fall D ändern sich sowohl die spektralen Bereiche als auch ihr Abstand aufgrund einer Bewegung des geometrischen Musters nach unten und nach rechts.

Von allen in Abschnitt 2.2 beschriebenen Prinzipien in der Neigungsmessung wurde sich für die Verwendung eines schwerkraftabhängigen Vertikalpendels entschieden. So können auf geeignete Weise die Lageänderungen der Schlitzblende in Abhängigkeit zum Erdschwerefeld bestimmt werden. Zur Realisierung eines Vertikalpendels wird auf die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 5 verwiesen. In das Schwerependel wird das geometrische Muster als eine horizontal gelagerte Schlitzblende integriert. Das elektromagnetische Spektrum breitet sich in der Sensornulllage (Neigung gleich null) vertikal vom Reflexionsgitter zur Schlitzblende aus. Diese selektiert dann aufgrund ihrer Geometrie Teile des Spektrums. Das Schwerependel wird an drei rotationssymmetrisch zur vertikalen Sensor-Mittelachse verteilten, parallel verlaufenden Fäden mit gleicher Länge befestigt. Ein positiver Nebeneffekt ist, dass bei Verwendung von drei um die vertikale Sensorachse verteilten Fäden im Vergleich zu z. B. einem Mittelfaden die Ausbreitung des elektromagnetischen Spektrums im zentralen Bereich nicht gestört wird. Zudem kann angenommen werden, dass sich die Schwingungsdauer des Pendels reduziert, da die Dämpfung der Schwingung u. a. aufgrund der Biegesteifigkeit von drei Fäden anstelle eines Fadens größer ist.

Eine weitere technologische Herausforderung besteht nun darin, die selektierten spektralen Anteile zur Auswerteeinheit zu transportieren. Dazu müssen diese gebündelt, d. h. zu einem Lichtstrahl zusammengefasst und in einen Lichtwellenleiter mit zulässiger NA (siehe Abschnitt 3.2) eingespeist werden. Dies könnte durch verschiedene Linsen erreicht werden. Jedoch sind dabei der Akzeptanzkegel des Lichtwellenleiters und Abweichungen durch chromatische Aberration, bei dem Licht je nach Wellenlänge unterschiedlich stark gebrochen wird, zu beachten. Eine einfachere Lösung besteht darin, den Lichtweg der Beugungsstrahlen über einen Hohlspiegel umzukehren. So kann das modifizierte Lichtspektrum über denselben Lichtwellenleiter zurückgeführt werden. Insbesondere bei großen Entfernungen zwischen der Lichtquelle bzw. der Auswerteeinheit und dem Sensor resultiert daraus ein stark reduzierter Material- und Kostenaufwand. Mit diesen grundlegenden Randbedingungen ergibt sich der in Abb. 4.3 dargestellte konstruktive Entwurf des Sensors.

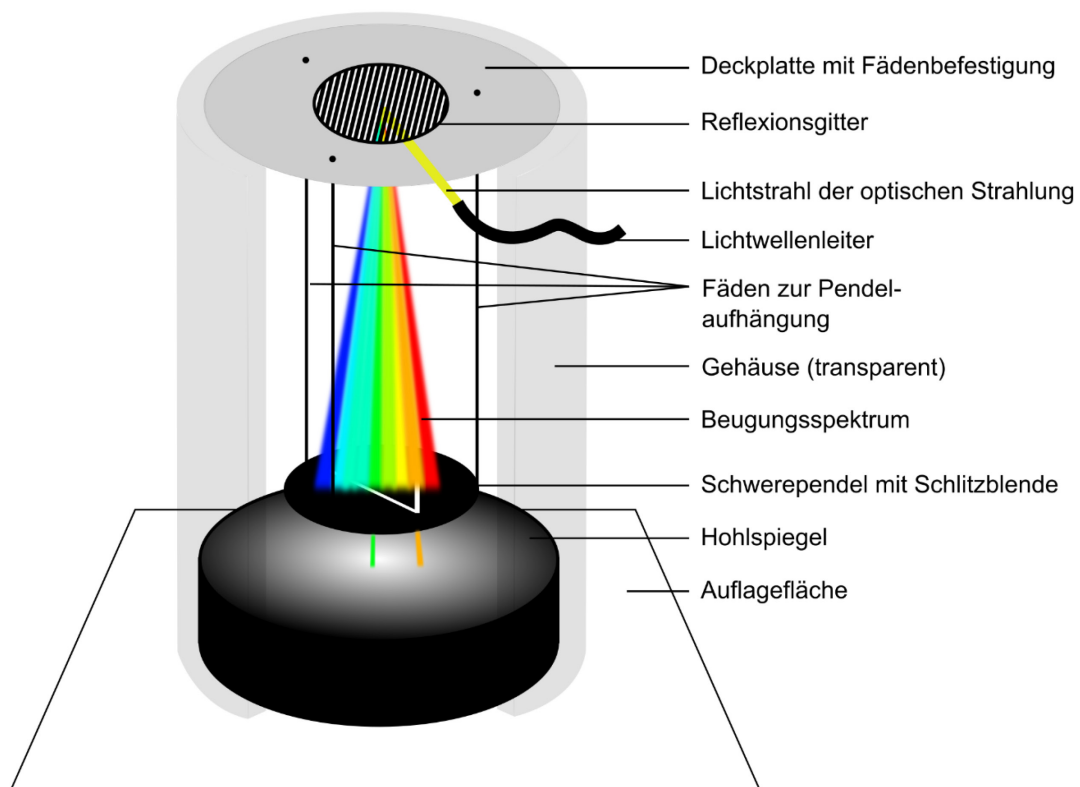


Abb. 4.3: Konstruktiver Entwurf des Sensoraufbaus

Der Kontakt zum Objekt, dessen Neigungsänderungen gemessen werden sollen, erfolgt über die Auflagefläche eines den Sensor umschließenden Gehäuses. Das Gehäuse ist mit dem Lichtwellenleiter (inkl. des Lichtstrahls), dem Reflexionsgitter und dem Hohlspiegel fest verbunden und so orientiert, dass die Auflagefläche und das Reflexionsgitter parallel sind. Die Beugung des Lichtspektrums, die Umkehrung über den Hohlspiegel sowie die Rückführung des modifizierten Lichtspektrums ist folglich völlig unabhängig von der Sensorneigung bzw. der Orientierung des Gehäuses. Das Schwerependel mit der Schlitzblende kann sich frei in Abhängigkeit des Erdschwerefeldes lotrecht ausrichten (Lotsensor). Aufgrund dieser Konstruktion ergibt sich bei Neigung des Sensorgehäuses eine Lageänderung des Beugungsspektrums relativ zum Pendelkörper bzw. zur Schlitzblende. Diese Bewegung wird dann aufgrund der resultierenden Veränderungen im Spektrum erfasst. Als Bedingungen werden gefordert, dass der Massenmittelpunkt identisch mit dem geometrischen Mittelpunkt des Schwerependels ist und, dass die Fäden rotationssymmetrisch verteilt, parallel zueinander angeordnet und gleichlang sind. Dann sind das Reflexionsgitter und das Schwerependel immer parallel zueinander ausgerichtet. Die Gitternormale des Beugungsgitters ist folglich immer senkrecht zur Schlitzblende orientiert, was für die nachstehende Modellierung essenziell wichtig ist. Basierend auf dem beschriebenen Messprinzip ist der hier vorgestellte passive Sensor in die extrinsischen Sensoren einzuteilen (vgl. Abschnitt 3.5).

4.2 Mathematische Modellierung

Die mathematische Modellierung des Neigungssensors stellt einen grundlegenden Teil dieser Arbeit dar. Zur optimalen Ausnutzung der Leistungspotenziale ist es notwendig, die komplexen Beziehungen zwischen den mechanischen und den optischen Sensorbauteilen mit den dafür relevanten Parametern mathematisch abzubilden. Neben den Leistungsdaten wie Auflösung, Messgenauigkeit und Messbereich können so auch die Dimensionierung und das Sensordesign aus dem Modell abgeleitet werden. Ein zweiter wichtiger Grund für die funktionale Beschreibung des Messprinzips ist die dadurch mögliche Ableitung von stochastischen Kenngrößen zur Bestimmung der Messgenauigkeit des Sensors sowie die Untersuchung des Einflusses von Fertigungstoleranzen auf die Genauigkeit des Messergebnisses.

Die mathematische Modellierung des Neigungssensors zur Bestimmung des funktionalen Modells lässt sich in vier Hauptbestandteile untergliedern:

- a) Bestimmung einer geeigneten Transformation in Abhängigkeit der Sensorneigungen zur Beschreibung der räumlichen Bewegungen der festen und beweglichen Teile des Sensors (Abschnitt 4.2.3),
- b) Modellierung des Beugungsspektrums (Abschnitt 4.2.4),
- c) Modellierung des geometrischen Musters (Abschnitt 4.2.5) und
- d) Bestimmung der zweiachsigen Neigung des Sensors aus den die Schlitzblende passierenden Wellenlängen (Abschnitt 4.2.6).

4.2.1 Vorüberlegungen und Festlegungen

In der Regel arbeiten zweiachsige Neigungssensoren in beiden Achsen im gleichen Messbereich sowie mit der gleichen Messgenauigkeit und Auflösung. Der maximale Messbereich eines Neigungssensors wird durch den maximal und minimal messbaren Neigungswert festgelegt. Diese sind in der Regel vom Betrage her gleich. Übertragen auf den hier vorgestellten faseroptischen Neigungssensor, heißt das, dass bei der anschließenden Modellierung in beiden Neigungsrichtungen nahezu der gleiche Messbereich und die gleiche Messgenauigkeit sowie Auflösung gefordert werden. Der vorgegebene maximale Messbereich des Neigungssensors wird mit $\pm\beta_{Mb}$ definiert.

Der Zusammenhang zwischen der Neigungsänderung des Sensors (Ausgangssignal) und der Änderung der gemessenen Wellenlängen (Eingangssignal) soll aufgrund der in Abschnitt 2.3 genannten Vorteile annähernd linear sein. Außerdem soll der durch die Lichtquelle definierte, verfügbare Wellenlängenbereich optimal ausgenutzt werden.

Aus dem in Abb. 4.3 dargestellten konstruktiven Sensorentwurf ergibt sich, dass die Strahlung einer breitbandigen Lichtquelle so auf ein Reflexionsgitter geführt werden muss, dass sich das resultierende Spektrum von oben nach unten in Richtung der Schlitzblende ausbreitet.

4.2.2 Koordinatensysteme

Im Rahmen der Modellierung des Neigungssensors werden zwei verschiedene rechtwinklige Koordinatensysteme betrachtet, die beide sensorgebunden sind. Das eine orientiert sich am Sensorgehäuse und nimmt an dessen Bewegungen teil. Das andere bewegt sich ebenfalls mit dem Sensorgehäuse, orientiert sich jedoch an der lokalen Lotlinie auf der Erde. Mithilfe einer zu bestimmenden Transformation zwischen diesen Systemen soll die Neigung des Sensors ermittelt werden. Die Definition der Lage und der Orientierung der Koordinatensysteme sowie deren Beziehung zueinander werden im Folgenden näher erläutert.

Bezugskoordinatensystem

Es wird ein Bezugskoordinatensystem (BKS, x - y - z -Rechtssystem) definiert, bei dem die x - y -Ebene in der Ebene des geometrischen Musters liegt. Der Koordinatenursprung befindet sich im geometrischen Schwerpunkt des Musters (vgl. Abb. 4.4). Dadurch vereinfachen sich die gesuchten funktionalen Beziehungen zwischen Spektrum und geometrischem Muster von einer räumlichen auf eine ebene Problemstellung.

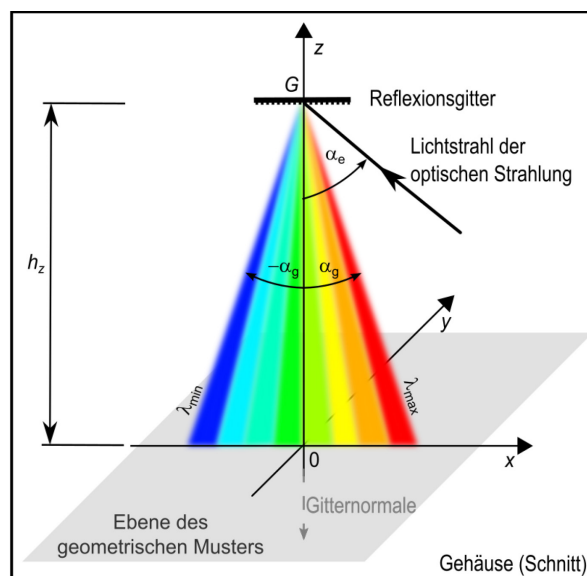


Abb. 4.4: Darstellung des Spektrums im BKS in der Sensornulllage (Neigungen gleich null)

Die x -Achse ist parallel zur spektralen Ausbreitungsebene und das Reflexionsgitter parallel zur Auflagefläche des Sensorgehäuses orientiert. Im Punkt G trifft die optische Strahlung auf das Reflexionsgitter. Mit h_z wird der Abstand des Punktes G zum Ursprung des BKS bezeichnet. Aufgrund der Bedingungen, die an die Fäden (Parallelität, Länge und symmetrische Verteilung, siehe Abschnitt 4.1) gestellt werden, richten sich das geometrische Muster und damit auch das BKS immer parallel zum Reflexionsgitter bzw. zur Auflagefläche des Sensors aus. In der Sensornulllage, in der die Neigungen des Sensors in beiden Neigungsachsen gleich null sind, ist folglich der Punkt G senkrecht über dem Koordinatenursprung des BKS. Die Gitternormale entspricht dann der negativen z -Achse des BKS. Um einen vom Betrag her gleichgroßen positiven wie negativen Messbereich zu erhalten, soll sich die gebeugte Strahlung bzgl. der Gitternormalen zu gleichen Teilen ausbreiten. Für die Extrema des maximal nutzbaren Wellenlängenbereichs der Lichtquelle $\lambda \in [\lambda_{\min}, \lambda_{\max}]$ lässt sich folglich ein vom Betrag her gleicher, maximaler Beugungswinkel α_g ableiten:

$$[\lambda_{\min}, \lambda_{\max}] \rightarrow [-\alpha_g, +\alpha_g] \text{ mit } \alpha_g \in \mathbb{R}^+ \quad (4.1)$$

Mit $\mathbb{R}^+$ ist die Menge aller positiven reellen Zahlen bezeichnet.

Übergeordnetes Koordinatensystem

Im Weiteren wird ein sich an der Lotlinie orientierendes übergeordnetes Koordinatensystem (ÜKS, X - Y - Z -Rechtssystem) betrachtet, in dem die Z -Achse der negativen Richtung der lokalen Lotlinie entspricht. Das ÜKS besitzt denselben Ursprung und in der Sensornulllage die gleiche Orientierung wie das BKS.

Das Reflexionsgitter, der Lichtstrahl und das resultierende Beugungsspektrum sind fest mit dem Sensorgehäuse verbunden und nur das Schwerependel, in dem sich das geometrische Muster und die x - y -Ebene des BKS befinden, ist frei beweglich. Bei einer Neigungsänderung des Sensorgehäuses richtet sich (entsprechend dem konstruktiven Entwurf) das Schwerependel in Abhängigkeit des Erdschwerefeldes lotrecht aus. Das entspricht einer Relativbewegung aller am Gehäuse fixierten Bauteile und folglich auch des Beugungsspektrums im BKS. Beispielsweise bedeutet dies, dass sich bei einer Neigung des Sensorgehäuses nach links das Reflexionsgitter und das Beugungsspektrum bzgl. der z -Achse des BKS nach rechts bewegen (Abb. 4.5).

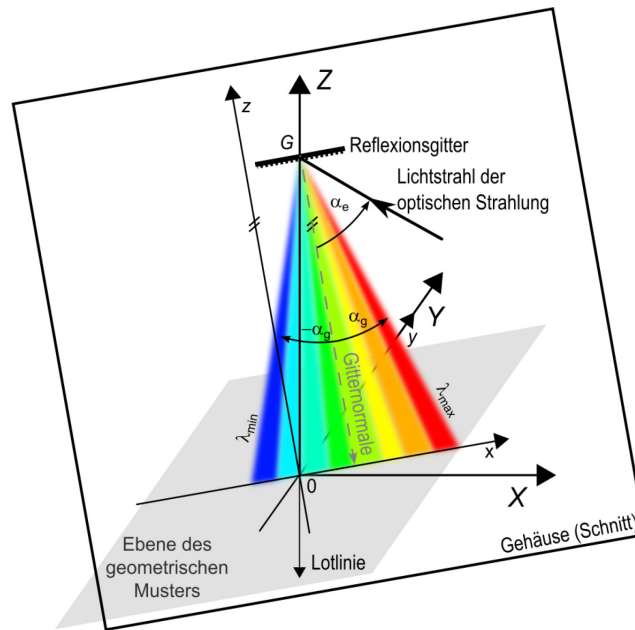


Abb. 4.5: Darstellung des Spektrums bei einachsiger Neigung

Dies wird als passive Drehung des BKS in das ÜKS interpretiert. Alle im Folgenden betrachteten Vektoren haben je eine Darstellung (Koordinatenwerte) im BKS und im ÜKS. Aufgrund der in Abschnitt 4.1 formulierten Bedingungen an die konstruktive Ausführung ist die x - y -Ebene des BKS immer parallel zum Reflexionsgitter und somit auch parallel zur Auflagefläche des Gehäuses orientiert. Demnach lässt sich aus der räumlichen Lage der z -Achse des BKS zur Lotlinie bzw. zur Z -Achse des ÜKS die Neigung des Sensors ableiten. Mithilfe einer zu bestimmenden Drehmatrix kann die Transformation zwischen den Koordinatensystemen beschrieben und somit die Neigung des Sensors bzgl. der X - und der Y -Achse des ÜKS ermittelt werden.

Vorzeichenkonventionen für die Neigungswinkel

Eine Neigung des Sensors in X -Richtung, was einer Rotation um die Y -Achse entspricht, wird durch den Winkel β_x und entsprechend wird eine Neigung des Sensors in Y -Richtung (Rotation um die X -Achse) durch den Winkel β_y ausgedrückt. Zudem werden die aus Abb. 4.6 ersichtlichen Vorzeichenkonventionen für die Neigungswinkel β_x und β_y getroffen, wobei jeweils die Drehrichtung positiv ist, wenn die entsprechende positive Achse auf kürzestem Weg auf die positive z -Achse überführt wird.

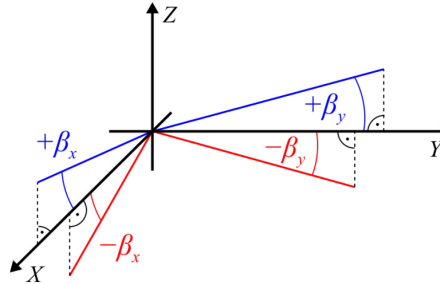


Abb. 4.6: Vorzeichenkonventionen

4.2.3 Bestimmung einer orthogonalen Transformation

Für die funktionale Beschreibung des Verhaltens der festen wie auch beweglichen Teile des Sensors unter einer beliebigen zweiachsigen Neigung werden in erster Linie Methoden der analytischen Geometrie verwendet. Es wird eine Transformation zwischen den beiden Koordinatensystemen gesucht, die lediglich aus einer Rotationsmatrix besteht, da aufgrund des gemeinsamen Ursprungs keine Translation erforderlich ist. Im Weiteren soll das funktionale Modell die Projektion des Spektrums in die x - y -Ebene des BKS in Abhängigkeit der Neigungswinkel β_x, β_y und der optischen Parameter (Gitterkonstante g , Einfallswinkel α_e , effektiv nutzbarer Wellenlängenbereich der Lichtquelle $\lambda \in [\lambda_{\min}, \lambda_{\max}]$) beschreiben.

Rotationsmatrix

Für Rotationsmatrizen $\mathbf{R}$ im dreidimensionalen EUKLIDischen Raum $\mathbb{R}^3$, mit denen eine allgemeine Drehung eines Vektors $\vec{x}$ in der Form

$$\vec{x}' = \mathbf{R} \cdot \vec{x} \quad (4.2)$$

beschrieben werden kann, sind mehrere Parametrisierungen, wie z. B. die EULER-Winkel bekannt. Allerdings müssen dann mögliche Singularitäten und Mehrdeutigkeiten beachtet werden, da eine allgemeine Drehung durch unterschiedliche EULER-Drehungen ausgedrückt werden kann. Dies könnte die Berechnung von definierten Neigungswinkeln erschweren. Daher wird als Ansatz eine Parametrisierung gewählt, bei der die Drehung um eine Drehachse erfolgt, deren Richtung und Orientierung durch einen beliebigen Einheitsvektor gegeben ist. Beispielsweise kann dafür der Richtungsvektor $\vec{q}(\varphi, \psi)$ mit $|\vec{q}| = 1$:

$$\vec{q}(\varphi, \psi) = (q_x \ q_y \ q_z)^T = \cos \varphi \sin \psi \cdot e_x + \sin \varphi \sin \psi \cdot e_y + \cos \psi \cdot e_z, \quad (4.3)$$

mit der Orthonormalbasis im $\mathbb{R}^3$:

$$e_x = \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}, e_y = \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix}, e_z = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (4.4)$$

der durch seine Orientierung die Lage der Drehachse angibt, sowie einen Drehwinkel θ verwendet werden (Abb. 4.7).

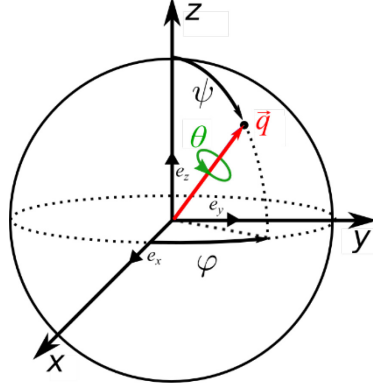


Abb. 4.7: Drehung im $\mathbb{R}^3$ mittels Drehachse und Drehwinkel

Dabei liegt bei den Winkeln ψ , φ und θ jeweils der mathematisch positive Drehsinn zugrunde. Im Rahmen dieser Arbeit wird die folgende Rotationsmatrix

$$\mathbf{R}(\vec{q}, \theta) = \begin{pmatrix} q_x^2(1 - \cos \theta) + \cos \theta & q_x q_y(1 - \cos \theta) - q_z \sin \theta & q_x q_z(1 - \cos \theta) + q_y \sin \theta \\ q_x q_y(1 - \cos \theta) + q_z \sin \theta & q_y^2(1 - \cos \theta) + \cos \theta & q_y q_z(1 - \cos \theta) - q_x \sin \theta \\ q_x q_z(1 - \cos \theta) - q_y \sin \theta & q_y q_z(1 - \cos \theta) + q_x \sin \theta & q_z^2(1 - \cos \theta) + \cos \theta \end{pmatrix} \quad (4.5)$$

verwendet, die auf der zuvor beschriebenen Parametrisierung mit Drehachse $\vec{q}(\varphi, \psi)$ und Drehwinkel θ basiert [BURG et al. 2012, S. 318].

Rotationen des Neigungssensors um seine z-Achse (e_z) werden im mathematischen Modell nicht berücksichtigt und mit $\psi = \pi/2$ die mögliche Lage der Drehachse auf die x-y-Ebene beschränkt ($\Rightarrow q_z = 0$), womit sich die Rotationsmatrix zu

$$\mathbf{R}(\vec{q}, \theta) = \begin{pmatrix} q_x^2(1 - \cos \theta) + \cos \theta & q_x q_y(1 - \cos \theta) & q_y \sin \theta \\ q_x q_y(1 - \cos \theta) & q_y^2(1 - \cos \theta) + \cos \theta & -q_x \sin \theta \\ -q_y \sin \theta & q_x \sin \theta & \cos \theta \end{pmatrix}$$

vereinfacht.

Unter Verwendung der Komponenten der Drehachse (4.3) und mithilfe des Additionstheorems

$$\cos \frac{x}{2} = \sqrt{\frac{1 + \cos x}{2}}$$

[BRONSTEIN et al. 1999, S. 79] ergibt sich schließlich die Rotationsmatrix $\mathbf{R}$ in Abhängigkeit des Drehwinkels θ und der Drehachse $\vec{q}(\varphi, \pi/2)$ mit

$$\mathbf{R}(\theta, \varphi) = \begin{pmatrix} 1 - 2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \sin^2 \varphi & \sin^2 \frac{\theta}{2} \sin 2\varphi & \sin \theta \sin \varphi \\ \sin^2 \frac{\theta}{2} \sin 2\varphi & 1 - 2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos^2 \varphi & -\sin \theta \cos \varphi \\ -\sin \theta \sin \varphi & \sin \theta \cos \varphi & \cos \theta \end{pmatrix}. \quad (4.6)$$

Mit dieser Rotationsmatrix ist die Beschreibung der Transformation zwischen den beiden Koordinatensystemen möglich. Um die Umkehrbarkeit zu gewährleisten, wird der Drehwinkel auf das offene Intervall $\theta \in (-\pi/2, +\pi/2)$ und die Drehachse auf das halboffene Intervall $\varphi \in [0, \pi)$ begrenzt.

Abbildungsgleichungen

Im nächsten Schritt wird nun der funktionale Zusammenhang zwischen den Neigungswinkeln β_x sowie β_y und den Transformationsparametern θ (Drehwinkel) sowie $\vec{q}(\varphi, \pi/2)$ (Drehachse) bestimmt. Eine mögliche Sensorneigung lässt sich, wie zu Beginn des Kapitels erläutert, mit einer passiven Drehung des BKS in das ÜKS beschreiben. Unter Verwendung von (4.6) bedeutet dies für den Normaleneinheitsvektor $\vec{e}_z$:

$$\mathbf{R}(-\theta, \varphi) \cdot \vec{e}_z = \begin{pmatrix} -\sin \theta \sin \varphi \\ \sin \theta \cos \varphi \\ \cos \theta \end{pmatrix} = \vec{n}_E(\theta, \varphi) \quad (4.7)$$

Dabei wird mit $\vec{n}_E$ der Normalenvektor der x - y -Ebene E des BKS bezeichnet, der den Koordinatenursprung schneidet. Die Ebene E mit ihrem Normalenvektor $\vec{n}_E$, die Neigungswinkel β_x und β_y sowie die Transformationsparameter φ und θ sind in Abb. 4.8 in Bezug zum ÜKS dargestellt.

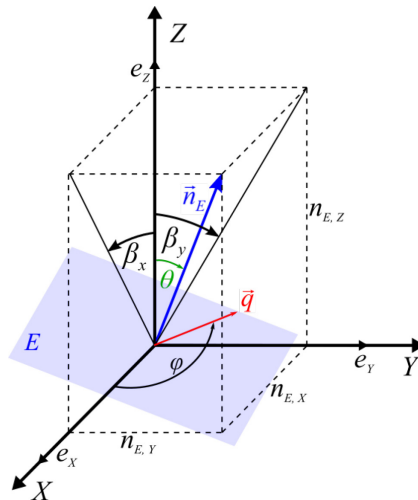


Abb. 4.8: Normalenvektor der geneigten x - y -Ebene des BKS im ÜKS

Aus den Komponenten des Normalenvektors im ÜKS lassen sich direkt die Neigungswinkel β_x und β_y bzgl. der Z -Achse (Lotrichtung) bestimmen:

$$\left. \begin{aligned} \tan \beta_x &= \frac{n_{E,X}}{n_{E,Z}} = -\tan \theta \sin \varphi \\ \tan \beta_y &= \frac{n_{E,Y}}{n_{E,Z}} = \tan \theta \cos \varphi \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

Unter Beachtung der in Abb. 4.6 aufgezeigten Vorzeichenkonventionen ist dann die Berechnung der Neigungswinkel β_x und β_y mit den folgenden Abbildungsgleichungen möglich:

$$\begin{pmatrix} \beta_x \\ \beta_y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\arctan(\tan \theta \sin \varphi) \\ \arctan(\tan \theta \cos \varphi) \end{pmatrix} \quad (4.9)$$

Für $\theta = 0$ erhält man die Identitätsabbildung bzw. $\beta_x = \beta_y = 0$. Der Sensor befindet sich somit in seiner Nulllage, d. h. er unterliegt keiner Neigung. Für $\varphi = 0$ ergibt sich $\beta_x = 0 \wedge \beta_y = \theta$ und aus $\varphi = \pi/2$ folgt $\beta_x = -\theta \wedge \beta_y = 0$. Mit den festgelegten Definitionsbereichen von Drehwinkel und Drehachse ergibt sich der Zusammenhang zwischen den Transformationsparametern und den Neigungswinkeln wie in Abb. 4.9 dargestellt.

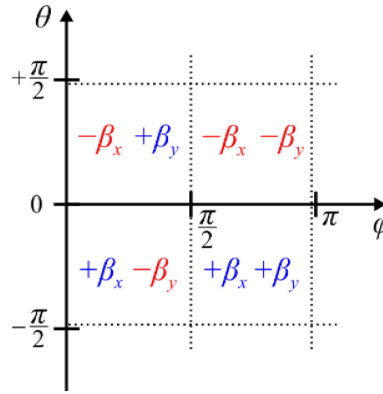


Abb. 4.9: Zusammenhang zwischen Transformationsparametern und Neigungswinkeln

Umkehrabbildung

Um Aussagen zur Sensordimensionierung und zum Sensordesign abzuleiten, wird nachfolgend die zugehörige Umkehrabbildung berechnet. So können, wie später noch gezeigt wird, Bestimmungsgleichungen hergeleitet werden, die einen direkten funktionalen Zusammenhang zwischen Wellenlängen und Neigungswinkeln abbilden (siehe Abschnitt 4.2.6).

Den Ausgangspunkt bilden die Gleichungen (4.9) in der Form:

$$\begin{aligned} \tan \beta_x &= -\tan \theta \sin \varphi, \\ \tan \beta_y &= \tan \theta \cos \varphi \end{aligned}$$

Quadriert man die Gleichungen und addiert sie anschließend ergibt sich für den Drehwinkel θ

$$\begin{aligned} \tan^2 \beta_x + \tan^2 \beta_y &= \tan^2 \theta \\ \Leftrightarrow \theta &= \arctan\left(\sqrt{\tan^2 \beta_x + \tan^2 \beta_y}\right). \end{aligned}$$

Eine Division der Gleichungen führt zum Parameter φ der Drehachse

$$\tan \varphi = -\frac{\tan \beta_x}{\tan \beta_y}$$

$$\Leftrightarrow \varphi = -\arctan\left(\frac{\tan \beta_x}{\tan \beta_y}\right).$$

Die Transformationsparameter θ sowie φ ergeben sich dann als Funktion der Neigungswinkel β_x sowie β_y unter Berücksichtigung der in Abb. 4.6 aufgezeigten Vorzeichenkonventionen wie folgt:

a) $\beta_x \neq 0$

$$\begin{pmatrix} \theta \\ \varphi \end{pmatrix} = \begin{cases} \begin{pmatrix} -\text{sign}(\beta_x) \cdot \arctan\left(\sqrt{\tan^2 \beta_x + \tan^2 \beta_y}\right) \\ -\arctan\left(\frac{\tan \beta_x}{\tan \beta_y}\right) + (\text{sign}(\beta_x \cdot \beta_y) + 1) \cdot \frac{\pi}{2} \end{pmatrix} & : \beta_y \neq 0 \\ \begin{pmatrix} -\beta_x & \frac{\pi}{2} \end{pmatrix}^T & : \beta_y = 0 \end{cases} \quad (4.10)$$

b) $\beta_x = 0$

$$\begin{pmatrix} \theta \\ \varphi \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \beta_y \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.11)$$

4.2.4 Modellierung des Beugungsspektrums

Im Folgenden wird nun für beliebige Wellenlängen $\lambda \in [\lambda_{\min}, \lambda_{\max}]$ sowie Transformationsparameter θ und φ die Projektion des Beugungsspektrums in die x - y -Ebene des BKS bestimmt.

Nach den Gleichungen (3.10) und (4.1) ist das Beugungsspektrum als Funktion der Wellenlänge λ mit

$$\alpha_m(\lambda) = \arcsin\left(\frac{m\lambda}{g} + \sin \alpha_e\right), [\lambda_{\min}, \lambda_{\max}] \rightarrow [-\alpha_g, \alpha_g] \quad (4.12)$$

definiert. Das BKS ist, wie bereits beschrieben, so festgelegt, dass seine x - y -Ebene in der Ebene des geometrischen Musters liegt (Abb. 4.10).

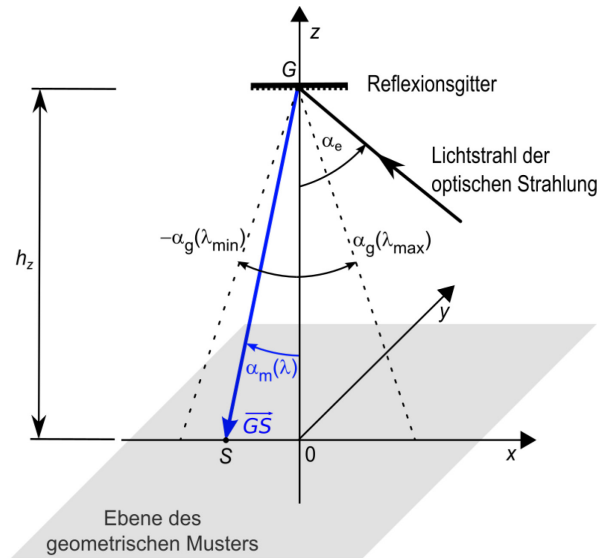


Abb. 4.10: Darstellung des optischen Weges einer Wellenlänge im BKS in der Sensornulllage

Im Punkt G trifft die optische Strahlung auf das Reflexionsgitter. Der optische Weg, den jede Wellenlänge λ nach der Beugung am Reflexionsgitter beschreibt, ist mithilfe des Vektors $\overrightarrow{GS}$ dargestellt. Er schneidet im Punkt S die x - y -Ebene des BKS. Dessen Ortsvektor $\vec{X}_S$ wird im Folgenden mit der Geradengleichung des Vektors $\overrightarrow{GS}$ bestimmt. Es ist dabei zu beachten, dass unabhängig von der Neigung des Sensors die Parallelität zwischen dem Reflexionsgitter und dem geometrischen Muster aufgrund der Sensorkonstruktion (siehe Abb. 4.3) erhalten bleibt. Der Ortsvektor $\vec{X}_G$ des Punktes G ergibt sich für beliebige Transformationsparameter θ und φ durch Multiplikation der Rotationsmatrix (4.6) mit dem Abstandsvektor zwischen geometrischem Muster und Reflexionsgitter zu

$$\vec{X}_G(\theta, \varphi) = \overrightarrow{OG} = \mathbf{R}(-\theta, \varphi) \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ h_z \end{pmatrix} = h_z \cdot \begin{pmatrix} -\sin \theta \sin \varphi \\ \sin \theta \cos \varphi \\ \cos \theta \end{pmatrix}. \quad (4.13)$$

Dabei entspricht die Rotation des Abstandsvektors einer passiven Drehung des BKS, weshalb der Drehwinkel θ mit einem negativen Vorzeichen zu verstehen ist. Der Richtungsvektor $\vec{r}_G$ vom Punkt G in Richtung der x - y -Ebene ist für jede Wellenlänge unabhängig gegenüber den Transformationsparametern

$$\vec{r}_G(\alpha_m) = \begin{pmatrix} \tan \alpha_m \\ 0 \\ -1 \end{pmatrix}. \quad (4.14)$$

Die gesuchte Geradengleichung zwischen den Punkten G und S ergibt sich durch Addition des Ortsvektors $\vec{X}_G$ mit dem Richtungsvektor $\vec{r}_G$ bzw. von den Gleichungen (4.13) und (4.14) zu

$$\overrightarrow{GS}(\theta, \varphi, \alpha_m) = \vec{X}_G + \mu \cdot \vec{r}_G = h_z \cdot \begin{pmatrix} -\sin \theta \sin \varphi \\ \sin \theta \cos \varphi \\ \cos \theta \end{pmatrix} + \mu \cdot \begin{pmatrix} \tan \alpha_m \\ 0 \\ -1 \end{pmatrix}. \quad (4.15)$$

Zur Berechnung des Schnittpunktes S von der Geraden und der Ebene des geometrischen Musters bzw. der x - y -Ebene $\vec{e}_z$ wird die HESSE-Normalform genutzt unter der Bedingung, dass der kürzeste Abstand des Punktes auf dem Vektor $\overline{GS}$ zur Ebene $\vec{e}_z$ gleich null sein muss:

$$\begin{aligned}
 0 &= \vec{e}_z \cdot \overline{GS} \\
 \Leftrightarrow 0 &= \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \cdot \left[h_z \cdot \begin{pmatrix} -\sin \theta \sin \varphi \\ \sin \theta \cos \varphi \\ \cos \theta \end{pmatrix} + \mu \cdot \begin{pmatrix} \tan \alpha_m \\ 0 \\ -1 \end{pmatrix} \right] \\
 \Leftrightarrow \mu &= h_z \cdot \cos \theta.
 \end{aligned} \tag{4.16}$$

Das Einsetzen des Parameters μ aus der Gleichung (4.16) in die Gleichung (4.15) führt zum Ortsvektor des Punktes S mit

$$\vec{X}_S(\theta, \varphi, \alpha_m) = h_z \cdot \begin{pmatrix} \cos \theta \tan \alpha_m - \sin \theta \sin \varphi \\ \sin \theta \cos \varphi \\ 0 \end{pmatrix}. \tag{4.17}$$

Damit kann das Beugungsspektrum für beliebige Transformationsparameter $\theta \in (-\pi/2, +\pi/2)$, $\varphi \in [0, \pi)$ und Wellenlängen $\lambda \in [\lambda_{\min}, \lambda_{\max}]$ im BKS beschrieben werden. Das Beugungsspektrum befindet sich wie gewünscht in der x - y -Ebene des BKS; die z -Komponente des Punktes S ist stets null. Der explizite Zusammenhang zu den Neigungswinkeln β_x und β_y ist durch die Beziehungen (4.10) und (4.11) sowie zur Wellenlänge λ durch die Gleichung (4.12) gegeben.

4.2.5 Modellierung des geometrischen Musters

Der nächste wesentliche Punkt bei der mathematischen Modellierung des Sensors ist die Ausbildung des geometrischen Musters. Das geometrische Muster besteht aus zwei Schlitzen, die in der x - y -Ebene des BKS liegen. Die Beziehungen zwischen charakteristischem Spektrum und Neigungswinkel werden durch den Abstand und die absoluten Positionen der beiden Schlitze im Spektrum umkehrbar eindeutig festgelegt.

Ein Schlitz, im Folgenden als vertikaler Schlitz bezeichnet, ist parallel zur y -Achse des BKS orientiert (und damit senkrecht zur x - z -Ebene, in der sich das Spektrum ausbreitet). Damit in beiden Neigungsachsen in etwa die gleiche Auflösung und Sensitivität erreicht werden können, wird der zweite Schlitz, im Folgenden als diagonaler Schlitz bezeichnet, unter einem Winkel von 45° zum ersten Schlitz ausgebildet. Das Muster wird so in das BKS positioniert, dass der Schwerpunkt des diagonalen Schlitzes im Koordinatenursprung liegt (Abb. 4.11).

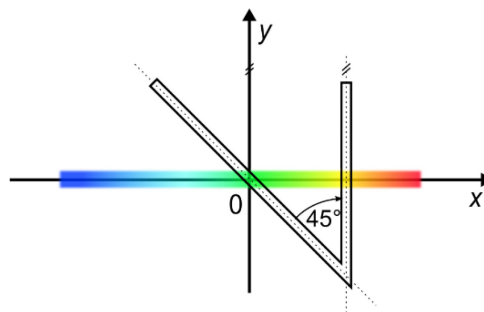


Abb. 4.11: Lage der Schlitzblende im BKS

Aufgrund der Funktionsweise des Sensorentwurfes (siehe Abb. 4.2) ist es nachvollziehbar, dass sich der mit der Gleichung (4.1) definierte und in Abb. 4.11 als spektral eingefärbter Balken dargestellte Bereich des Spektrums bei einer Neigung um die y -Achse entlang der x -Achse bewegt. Bei einer Neigung um die x -Achse bewegt sich das Spektrum parallel zur x -Achse versetzt. Es ergeben sich eindeutig zuordenbare Musterstrukturen in zwei Raumrichtungen, wie in Abschnitt 4.1 beschrieben.

Die Schlitzblende ist nun so zu dimensionieren, dass der maximale Wellenlängenbereich ausgenutzt wird. Die Herleitung einer funktionalen Beschreibung zur Dimensionierung der Schlitzblende in Bezug zum spektralen Bereich und zur Sensorneigung ist besser möglich, wenn das geometrische Muster in Sensornulllage in Abhängigkeit des Beugungswinkels α_m , des Drehwinkels θ und eines Parameters t unter Berücksichtigung der Forderung (4.18) darstellt wird (Abb. 4.12).

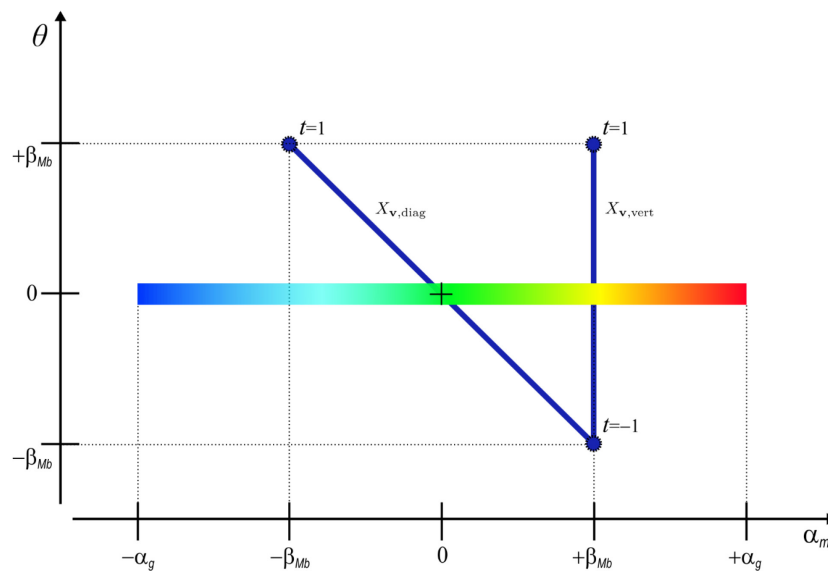


Abb. 4.12: Parametrisierung Schlitzblende

Zum besseren Verständnis ist erneut der in Abschnitt 4.2.1 definierte nutzbare Bereich des Spektrums dargestellt, der auf die Schlitzblende trifft. Bei einem vorgegebenen Messbereich des Neigungssensors von $\pm\beta_{Mb}$ ergibt sich mit der beschriebenen Schlitzblende idealerweise

$$\alpha_g = 2\beta_{Mb} \quad \alpha_g, \beta_{Mb} \in \mathbb{R}^+. \quad (4.18)$$

Das bedeutet, dass der maximale Beugungswinkel α_g dem doppelten Messbereich des Sensors entspricht.

Um die in Abb. 4.11 beschriebene Lage und Orientierung des Musters sowie die in Abschnitt 4.1 erläuterte Funktionsweise des Sensors zu realisieren, erfolgt die Modellierung des geometrischen Musters mit der (willkürlich getroffenen) Festlegung $\varphi = 0$ sowie $\theta \in [-\beta_{Mb}, \beta_{Mb}]$, was $\beta_x = 0$ sowie $\beta_y \in [-\beta_{Mb}, \beta_{Mb}]$ entspricht.

Mit $\varphi = 0$ und der Gleichung (4.17) ergibt sich die folgende Gleichung für das geometrische Muster:

$$\vec{X}_V(\theta, \varphi = 0, \alpha_m) = h_z \cdot \begin{pmatrix} \cos \theta \tan \alpha_m \\ \sin \theta \end{pmatrix} \quad (4.19)$$

Die z -Komponente des Ortsvektors ist aus bekannten Gründen gleich null; sie wird daher nicht aufgeführt.

Für die Parametrisierung des diagonalen und des vertikalen Schlitzes des geometrischen Musters wird der lineare Ansatz $\alpha_m = u_1(t)$ und $\theta = u_2(t)$ gewählt. Die Interpolationsbedingungen lauten für den diagonalen Schlitz

$$u_1(-1) = \beta_{Mb}, \quad u_1(1) = -\beta_{Mb}, \quad u_2(-1) = -\beta_{Mb} \quad \text{und} \quad u_2(1) = \beta_{Mb} \quad (4.20)$$

und für den vertikalen Schlitz

$$u_1(-1) = \beta_{Mb}, \quad u_1(1) = \beta_{Mb}, \quad u_2(-1) = -\beta_{Mb} \quad \text{und} \quad u_2(1) = \beta_{Mb}. \quad (4.21)$$

Mit den in den Gleichungen (4.20) und (4.21) formulierten Bedingungen ergeben sich die nachfolgenden linearen Funktionen für den diagonalen Schlitz:

$$\alpha_m = u_1(t) = -\beta_{Mb}t \quad \text{und} \quad \theta = u_2(t) = \beta_{Mb}t \quad (4.22)$$

und für den vertikalen Schlitz:

$$\alpha_m = u_1(t) = \beta_{Mb} \quad \text{und} \quad \theta = u_2(t) = \beta_{Mb}t \quad (4.23)$$

Mit den Gleichungen (4.22) sowie (4.23) und (4.19) folgt für die Parameterdarstellung des diagonalen Schlitzes

$$\vec{X}_{V,diag}(t) = h_z \cdot \begin{pmatrix} -\sin(\beta_{Mb}t) \\ \sin(\beta_{Mb}t) \end{pmatrix}, \quad t \in [-1, 1] \quad (4.24)$$

und für die des vertikalen Schlitzes

$$\vec{X}_{V,vert}(t) = h_z \cdot \begin{pmatrix} \cos(\beta_{Mb}t) \tan \beta_{Mb} \\ \sin(\beta_{Mb}t) \end{pmatrix}, \quad t \in [-1, 1]. \quad (4.25)$$

Die Geometrie der Schlitzblende ist nun so definiert, dass ein vorgegebener Messbereich des Neigungssensors $\pm\beta_{Mb}$ eingehalten und in beiden Neigungsrichtungen annähernd die gleiche Messauflösung erreicht werden kann. Es ist zu erkennen, dass sich für den vertikalen Schlitz eine gekrümmte Geometrie ergibt, sodass unterschiedliche Abstände zwischen Schlitzblende und Gitter je nach Neigung des Sensors in Y -Richtung (Rotation um die X -Achse) in der Modellierung berücksichtigt werden.

4.2.6 Bestimmung der Neigungswinkel

Die in den letzten beiden Abschnitten entwickelten funktionalen Modelle des Beugungsspektrums und des geometrischen Musters ermöglichen es nun aus einem gemessenen charakteristischen Spektrum, welches aus zwei Wellenlängenwerten λ_{diag} (Wellenlänge am diagonalen

Schlitz) und λ_{vert} (Wellenlänge am vertikalen Schlitz) besteht, die entsprechende Sensorneigung zu berechnen. Dafür sind zunächst mit (4.12) die Beugungswinkel $\alpha_{m,diag}$ und $\alpha_{m,vert}$ zu bestimmen. Anschließend sind die Transformationsparameter θ (Drehwinkel) und φ sowie der Parameter t bzw. die Neigungswinkel so zu bestimmen, dass

$$\bar{X}_S(\theta, \varphi, \alpha_{m,diag}) = \bar{X}_{V,diag}(t) \quad \text{sowie} \quad \bar{X}_S(\theta, \varphi, \alpha_{m,vert}) = \bar{X}_{V,vert}(t)$$

gilt.

Nach diesem Ansatz ergeben sich die nachfolgenden drei Bestimmungsgleichungen durch Gleichsetzen der Gleichungen (4.17) und (4.24) bzw. (4.25) in der Form

$$\vec{f} := \begin{pmatrix} f_1(\theta, \varphi, t, \alpha_m = \alpha_{m,diag}) \\ f_2(\theta, \varphi, t, \alpha_m = \alpha_{m,vert}) \\ f_3(\theta, \varphi, t) \end{pmatrix} = h_z \cdot \begin{pmatrix} \cos \theta \tan \alpha_{m,diag} - \sin \theta \sin \varphi \\ \cos \theta \tan \alpha_{m,vert} - \sin \theta \sin \varphi \\ \sin \theta \cos \varphi \end{pmatrix} - h_z \cdot \begin{pmatrix} -\sin(\beta_{Mb} t) \\ \cos(\beta_{Mb} t) \tan \beta_{Mb} \\ \sin(\beta_{Mb} t) \end{pmatrix}, \quad (4.26)$$

die die Bedingung $\vec{f} = 0$ mit einer festzulegenden Genauigkeit erfüllen sollen. Streng genommen ergeben sich vier Gleichungen, von denen jedoch zwei identisch sind.

Das Gleichungssystem (4.26) soll im Folgenden weiter umgeformt werden, sodass sich ein direkter Zusammenhang zwischen Wellenlängen und Neigungswinkeln ergibt. Abgeleitet aus $f_3(\theta, \varphi, t) = 0$ des Gleichungssystems ergibt sich für den Parameter t

$$t = \frac{\arcsin(\sin \theta \cos \varphi)}{\beta_{Mb}}. \quad (4.27)$$

Unter Verwendung von (4.27) und dem Additionstheorem

$$\cos(\arcsin(x)) = \sqrt{1 - x^2}$$

[BRONSTEIN et al. 1999, S. 83] ergeben sich die Gleichungen:

$$\begin{aligned} f_1: \quad & \cos \theta \tan \alpha_{m,diag} = \sin \theta \sin \varphi - \sin \theta \cos \varphi, \\ f_2: \quad & \cos \theta \tan \alpha_{m,vert} = \sin \theta \sin \varphi + \sqrt{1 - (\sin \theta \cos \varphi)^2} \tan \beta_{Mb} \end{aligned}$$

Aus der Division dieser Gleichungen durch $\cos \theta$ folgt

$$\begin{aligned} f_1: \quad & \tan \alpha_{m,diag} = \tan \theta \sin \varphi - \tan \theta \cos \varphi, \\ f_2: \quad & \tan \alpha_{m,vert} = \tan \theta \sin \varphi + \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \theta} - (\tan \theta \cos \varphi)^2} \tan \beta_{Mb}. \end{aligned}$$

Wie bereits gezeigt, gilt gemäß der Gleichung (4.8)

$$\tan \beta_x = -\tan \theta \sin \varphi \quad \text{sowie} \quad \tan \beta_y = \tan \theta \cos \varphi,$$

sodass für die beiden Gleichungen f_1 und f_2 folgt

$$\begin{aligned} f_1: \quad & \tan \alpha_{m,diag} = -\tan \beta_x - \tan \beta_y, \\ f_2: \quad & \tan \alpha_{m,vert} = -\tan \beta_x + \sqrt{\frac{1}{\cos^2 \theta} - \tan^2 \beta_y} \tan \beta_{Mb}. \end{aligned}$$

Die Beschreibung des Transformationsparameters θ als Funktion der Neigungswinkel β_x und β_y gemäß der Gleichung (4.10)

$$\theta = \arctan\left(\sqrt{\tan^2 \beta_x + \tan^2 \beta_y}\right)$$

sowie die Verwendung der Additionstheoreme

$$\cos(\arctan(x)) = \frac{1}{\sqrt{1+x^2}} \quad \text{und} \quad 1 + \tan^2 \beta_x = \frac{1}{\cos^2 \beta_x},$$

[BRONSTEIN et al. 1999, S. 83] ergeben abschließend

$$\vec{f} := \begin{pmatrix} f_1(\beta_x, \beta_y, \alpha_m = \alpha_{m,diag}) \\ f_2(\beta_x, \alpha_m = \alpha_{m,vert}) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tan \alpha_{m,diag} + \tan \beta_x + \tan \beta_y \\ \tan \alpha_{m,vert} + \tan \beta_x - \frac{\tan \beta_{Mb}}{\cos \beta_x} \end{pmatrix} = 0. \quad (4.28)$$

Die Beugungswinkel $\alpha_{m,diag}$ und $\alpha_{m,vert}$ können weiterhin mit (4.12) aus den gemessenen Wellenlängen λ_{diag} und λ_{vert} bestimmt werden, sodass mit den Gleichungen (4.28) ein direkter funktionaler Zusammenhang zwischen den Wellenlängen und den Neigungswinkeln β_x sowie β_y besteht. Eine Berechnung der Transformationsparameter θ und φ ist nicht notwendig. Die Gleichungen spiegeln das physikalische Grundprinzip des Sensors wider. Der Neigungswinkel β_x ist lediglich von der Wellenlänge am vertikalen Schlitz abhängig. Der Neigungswinkel β_y ist dagegen von der Wellenlänge am diagonalen Schlitz und vom Neigungswinkel β_x abhängig, was gleichbedeutend mit der Abhängigkeit von beiden Wellenlängen ist (siehe Abb. 4.2). Diese Beziehungen bilden die Grundlage für die Simulation der räumlichen Bewegung des Sensors unter Vorgabe bestimmter Neigungswinkel, um daraus ein optimales Sensordesign abzuleiten. Für den praktischen Einsatz ist eine direkte Berechnung der Neigungswinkel mithilfe der gemessenen Wellenlängen möglich.

4.2.7 Analytische Lösung

Das aus (4.28) resultierende Gleichungssystem $\vec{f} = 0$ ist nichtlinear und daher im Allgemeinen nur mit numerischen Methoden iterativ lösbar. Für den Betrieb des Sensors stellt dies aufgrund der heutzutage verfügbaren Rechenleistung keine Probleme dar. Allerdings kann eine solche Lösung ungeeignet sein, wenn z. B. eine hohe Messfrequenz realisiert oder stochastische Kenngrößen abgeleitet werden sollen. Eine lineare Lösung bietet, wie bereits in Abschnitt 2.1.2 erläutert, große Vorteile und kann je nach Fragestellung bzw. Messanforderung von Interesse sein. Zudem kann abgeschätzt werden, inwieweit die Forderung nach einem annähernd linearen Zusammenhang zwischen den Neigungswinkeln sowie den selektierten Wellenlängen zutreffend ist. Schließlich ist mit einer analytischen Lösung die Durchführung einer Varianzfortpflanzung möglich, um abzuschätzen, welche Standardabweichungen bei der Bestimmung von Neigungswerten mit dem entwickelten Messprinzip erreicht werden können. Aus diesem Grund soll versucht werden, das Gleichungssystem in analytischer Form mit einer noch zu bestimmenden Genauigkeit zu lösen. Im Folgenden werden zwei analytische Lösungen vorgestellt und deren Qualität anschließend beurteilt.

Zum einen wird ein Ansatz gewählt, der nicht auf die physikalische oder geometrische Bedeutung von einzelnen Parametern eingeht, sondern die Abhängigkeit der Neigungswerte von den

Wellenlängenmesswerten am diagonalen und vertikalen Schlitz als lineare Funktion beschreibt. Während Änderungen der Wellenlänge am vertikalen Schlitz durch Änderungen des Neigungswinkels β_x herbeigeführt werden, zeigen sich Veränderungen des Neigungswinkels β_y in der Differenz der Wellenlängenmesswerte (vgl. Abschnitt 4.1). Dabei orientieren sich die linearen Gleichungen an Ebenengleichungen in Koordinatenform. Mithilfe der Beziehungen

$$\left. \begin{aligned} n_1 &= g_1(\lambda_{m,vert}) = m_{x1} \cdot \beta_x + m_{y1} \cdot \beta_y + \lambda_{m,vert} \\ n_2 &= g_2(\lambda_{m,diag}, \lambda_{m,vert}) = m_{x2} \cdot \beta_x + m_{y2} \cdot \beta_y + (\lambda_{m,vert} - \lambda_{m,diag}) \end{aligned} \right\} \quad (4.29)$$

ist das tatsächliche physikalische Grundprinzip mit einem linearen Ansatz vorteilhaft beschrieben (siehe Abb. 4.2). Sind die Parameter $m_{x1}, m_{x2}, m_{y1}, m_{y2}, n_1$ und n_2 im Rahmen einer Sensorkalibrierung mithilfe einer ausgleichenden Ebene, z. B. nach [DRIXLER 1993], bestimmt, können die Neigungswerte direkt aus den Wellenlängenmesswerten berechnet werden.

Zum anderen lässt sich für kleine Neigungswinkel die Annahme $\cos \beta_x \approx 1$ nutzen und das Gleichungssystem (4.28) so weit vereinfachen, dass eine direkte Berechnung der Neigungswinkel mit

$$\left. \begin{aligned} \beta_x &= h_1(\alpha_{m,vert}) = \arctan(\tan \beta_{Mb} - \tan \alpha_{m,vert}) \\ \beta_y &= h_2(\alpha_{m,diag}) = \arctan(\tan \alpha_{m,vert} - \tan \alpha_{m,diag} - \tan \beta_{Mb}) \end{aligned} \right\} \quad (4.30)$$

möglich ist. Zur Beurteilung der Qualität der konstruierten analytischen Lösungen werden drei Lösungen des Gleichungssystems (4.28) gegenübergestellt:

- (1) das NEWTON-RAPHSON-Verfahren [DEUFLHARD & HOHMANN 2008] mit einer geforderten Genauigkeit von $< 10^{-16}$, das als Referenzlösung dienen soll,
- (2) der lineare Ansatz mit den Gleichungen (4.29) und
- (3) das vereinfachte analytische Modell (4.30).

Da für eine statische, kontinuierliche Überwachung von Ingenieurbauwerken, geotechnischen Anlagen sowie Produktionsanlagen ein Messbereich von ca. $\pm 5^\circ$ ausreicht (siehe Kapitel 2), sollen die Lösungsmodelle für diesen Bereich getestet werden. Mit der Gleichung (4.18) ergibt sich damit ein maximaler Beugungswinkel α_g von 10° . Als Wellenlängenbereich wird willkürlich der VIS-Bereich mit $\lambda_{min} = 380 \text{ nm}$ und für die Gitterkonstante wird ein üblicher Wert von $g = 1 \text{ }\mu\text{m}$ gewählt (siehe Abschnitt 3.4). Mit diesen Werten lässt sich aus der Gleichung (4.12) für den Einfallswinkel ein Wert von $\alpha_e = -33,618^\circ$ und eine maximale Wellenlänge λ_{max} von $727,3 \text{ nm}$ bestimmen (bzgl. Beugungsordnung $m = 1$). Für die Auswertung werden für 201×201 vorgegebene Diskretisierungen der Wellenlängen $\lambda_{m,diag}$ und $\lambda_{m,vert}$ (innerhalb des definierten Wellenlängenbereichs) die Neigungswinkel mit den drei genannten Modellen bestimmt. Im Anschluss daran werden die Abweichungen der Neigungswinkel zur Referenzlösung (1) berechnet. Die mit der Referenzlösung (1) berechneten Neigungswinkel sind in Abb. 4.13a in Abhängigkeit zu den Wellenlängen am vertikalen Schlitz und in Abb. 4.13b in Abhängigkeit zur Differenz der Wellenlängen dargestellt. Zusätzlich sind die Parameter der ausgleichenden Ebene des linearen Ansatzes (2) aufgeführt.

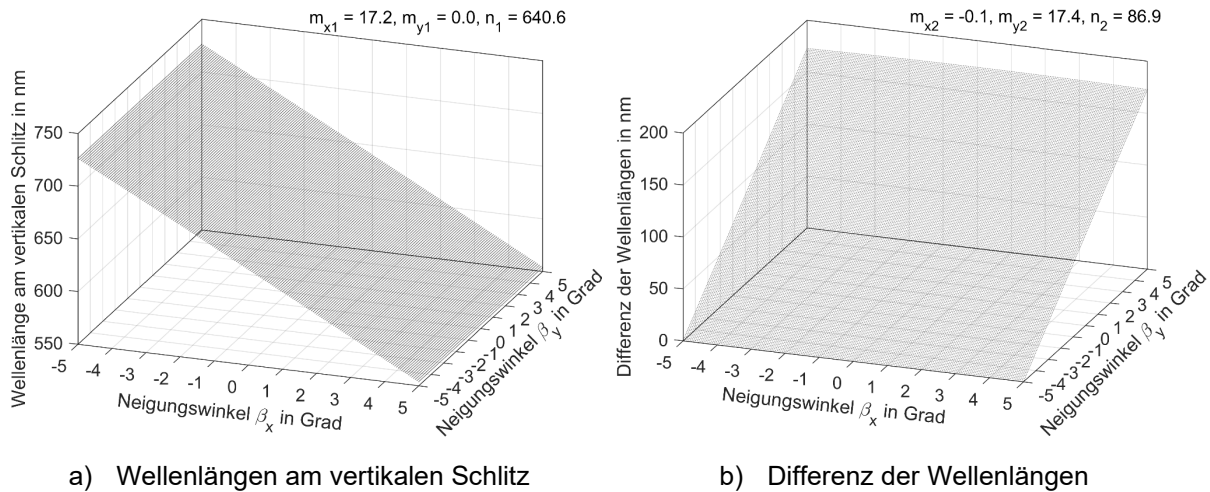


Abb. 4.13: Zusammenhang zwischen den Neigungswinkeln und den Wellenlängen bzgl. der Referenzlösung (1)

Augenscheinlich bilden die Werte der Referenzlösung (1) jeweils eine schräge Ebene. Aus den berechneten Parametern des Berechnungsmodells (2) ergibt sich, dass nur der Neigungswinkel β_x von Änderungen in der Wellenlänge $\lambda_{m,vert}$ bestimmt wird ($m_{y1} = 0$). Die Wellenlängendifferenz beeinflusst hingegen beide Neigungswinkel. Mithilfe eines t -Tests nach [NIE-MEIER 2008, S. 398] lässt sich eine hohe Signifikanz der Parameter nachweisen. Die resultierenden Abweichungen der Berechnungsmodelle sind in der Tab. 4.1 zusammengefasst.

Tab. 4.1: Abweichungen der Näherungslösungen

	(1) Referenz	(2) Linearer Ansatz	(3) Vereinfachung
Minimale mittlere maximale Abweichung β_x [mrad]	0,00 0,00 0,00	-0,22 0,00 0,48	-0,33 -0,11 0,00
Minimale mittlere maximale Abweichung β_y [mrad]	0,00 0,00 0,00	-1,52 0,00 0,91	0,00 0,11 0,34

Die Ergebnisse des Berechnungsmodells (3) sind gegenüber dem Modell (2) besser. Das Modell (3) erreicht mit im Mittel $\pm 0,1$ mrad ($\pm 21''$) sehr gute Werte, welche für die meisten Anwendungen als ausreichend genau eingeschätzt werden können (siehe Kapitel 2). Ob die maximalen Abweichungen akzeptabel sind, hängt sicher von den sich an der Aufgabenstellung orientierenden Anforderungen ab. In Abb. 4.14 sind die Abweichungen des linearen Modellansatzes (2) und in Abb. 4.15 die der vereinfachten analytischen Lösung (3) im untersuchten Messbereich dargestellt.

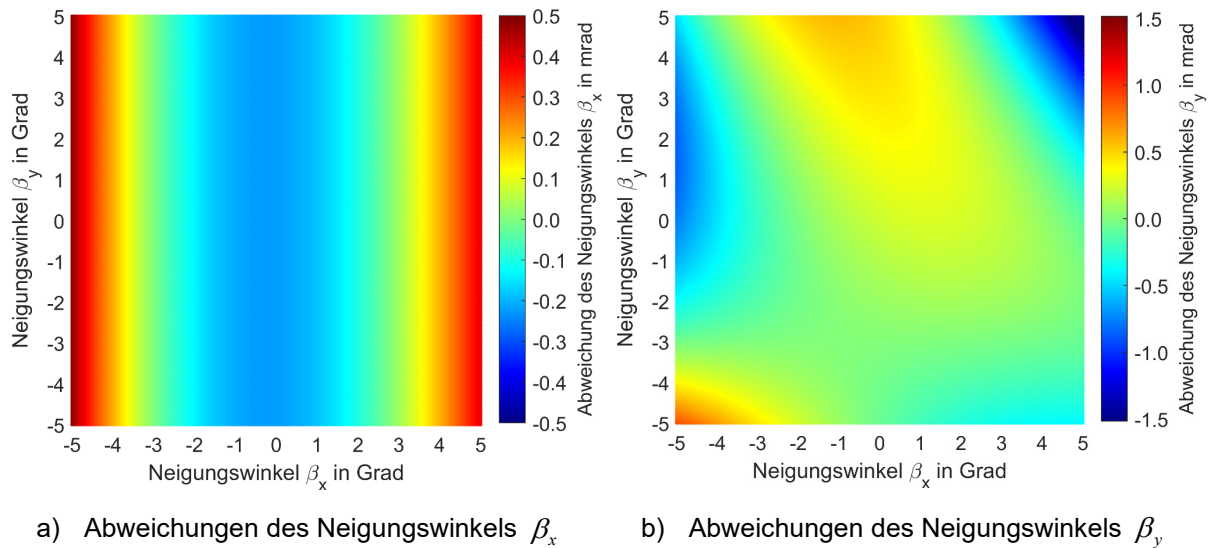


Abb. 4.14: Abweichungen der Näherungslösung (2) bzgl. der Referenzlösung (1)

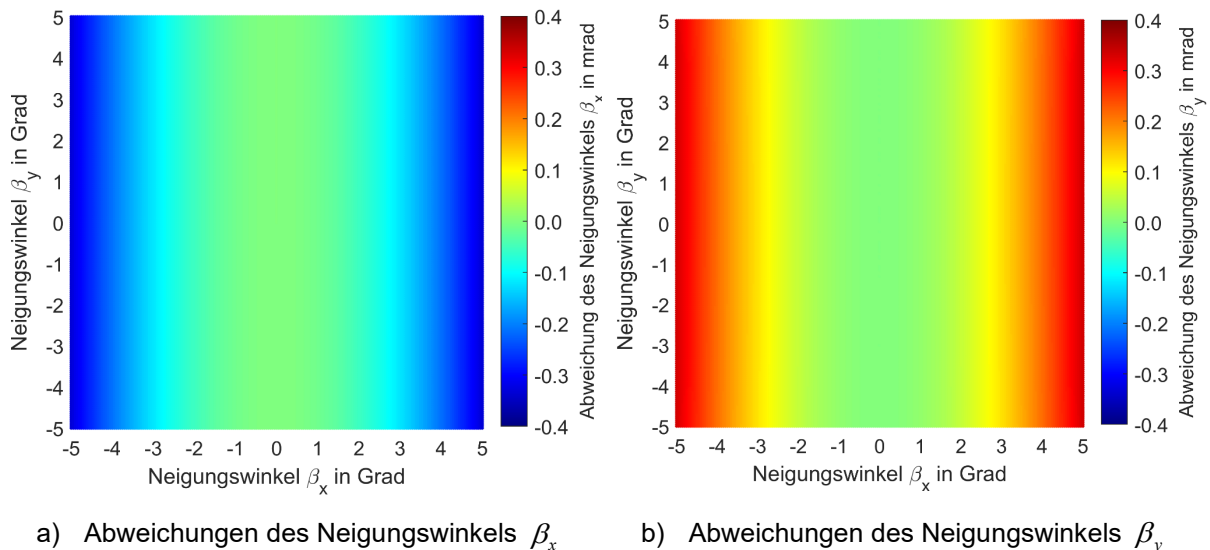


Abb. 4.15: Abweichungen der Näherungslösung (3) bzgl. der Referenzlösung (1)

Liegen die maximalen Abweichungen des Neigungswinkels β_x in Abb. 4.14a mit $< 0,5$ mrad ($< 103''$) noch im akzeptablen Bereich, nehmen die Abweichungen bzgl. β_y in Abb. 4.14b insbesondere an den Messbereichsgrenzen stark zu. Es kommt zu Abweichungen von bis zu $1,5$ mrad ($0,08^\circ$), was ca. $1,7\%$ des maximalen Messbereiches entspricht. Betrachtet man nur einen Messbereich von $\pm 3^\circ$ betragen die maximalen Abweichungen $\pm 0,39$ mrad ($\pm 80''$). Es existieren am Markt Sensoren, die ähnliche Werte aufweisen (siehe Kapitel 2). Dieses Modell kann je nach Fragestellung ausreichend sein, wenn eine lineare Lösung gefordert ist.

Die maximalen Abweichungen des Berechnungsmodells (3) von $-0,33$ mrad ($-68''$, Neigung in x -Richtung) bzw. $0,34$ mrad ($70''$, Neigung in y -Richtung) werden ebenfalls an den Messbereichsgrenzen erreicht (Abb. 4.15). Im Messbereich von $\pm 3^\circ$ liegen die Abweichungen sogar nur bei $\pm 0,12$ mrad ($25''$). Diese Werte sind gering und mit den Spezifikationen der am Markt verfügbaren Sensoren verglichen gut (siehe Kapitel 2), sodass dieses Modell gerade im Bereich

eines kleinen Messbereiches als Näherungslösung des nichtlinearen Gleichungssystems (4.28) akzeptabel ist. Für hinreichend genaue Messungen mit einer angestrebten Standardabweichung von $< 0,5 \text{ mrad}$ ($< 103''$) über den gesamten Messbereich wird jedoch die Verwendung der nichtlinearen Modellierung mit den Gleichungen (4.28) empfohlen. Es ist ein umkehrbar eindeutiger Zusammenhang zwischen Spektrum und zweiachsiger Neigung hergestellt. Je nach Modifizierung des Sensoraufbaus können für die entsprechende mathematische Modellierung ähnliche Berechnungen durchgeführt, in Teilen übernommen oder angepasst werden.

4.3 Erstellung eines Simulationsprogramms

Zur Visualisierung der physikalischen Gesetzmäßigkeiten bei der Beugung des Lichts an einem optischen Gitter, entsprechend dem in Kapitel 4 erläuterten Messprinzip des Neigungssensors, wurde im Rahmen dieser Arbeit zunächst ein Simulationsprogramm entwickelt. Mit diesem können die Auswirkungen von Änderungen in den Parametern damit nicht nur mit Zahlen, sondern auch visuell aufgezeigt werden, was zum Verständnis der weiteren Entwicklung von großem Vorteil war. So konnten erste Abschätzungen zu den Kenndaten des Sensors und zu Parametern der Sensorkomponenten vorgenommen werden.

Die Programmierung erfolgte in LABVIEW der Firma NATIONAL INSTRUMENTS. LABVIEW ist eine grafische Entwicklungsumgebung, in der die hardwarenahe Programmierung von Messsystemen unterstützt wird. Insbesondere ist LABVIEW echtzeitfähig. Die Programme laufen auf verschiedenen Plattformen und Betriebssystemen.

Das Programm, dessen Benutzeroberfläche Abb. 4.16 zeigt, dient zur Simulation der physikalischen Gesetzmäßigkeiten bei der Beugung des Lichts an einem optischen Gitter in Bezug zum beschriebenen Messprinzip.

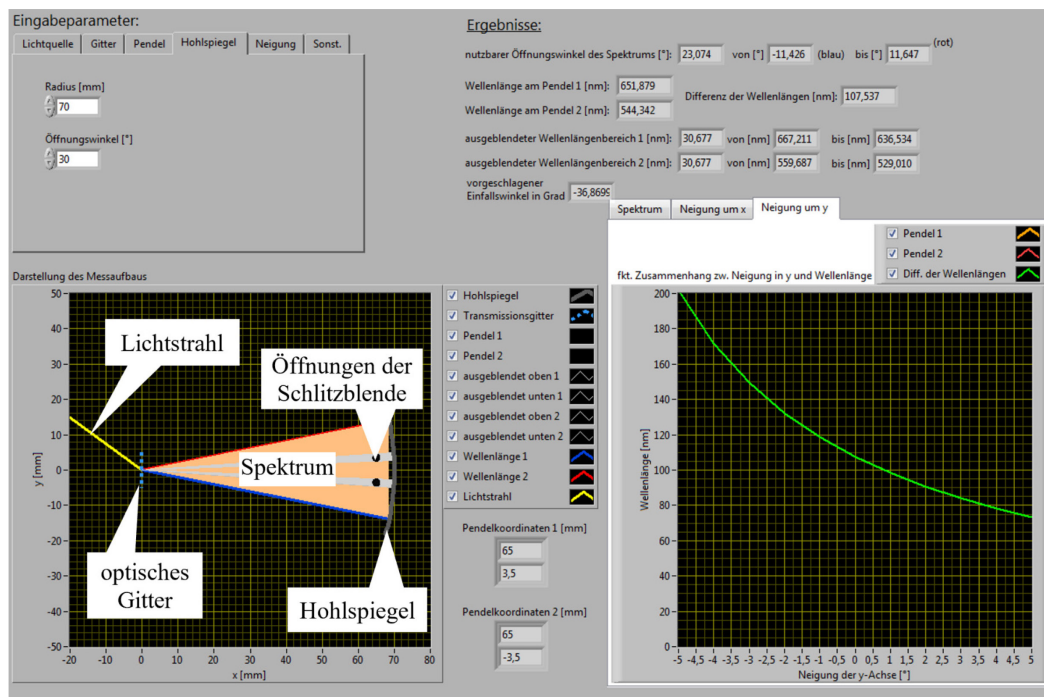


Abb. 4.16: Grafische Benutzeroberfläche des Simulationsprogramms

Mithilfe des Simulationsprogramms kann der Zusammenhang zwischen den physikalischen und geometrischen Größen der Lichtquelle (spektraler Bereich, Einfallswinkel), des optischen Beugungsgitters (Gitterkonstante), des Schwerependels (Fadenlänge) und des Hohlspiegels (Krümmungsradius bzw. Brennweite) sowie dem durch Beugung entstehenden Spektrum dargestellt werden. Nach dem Einstellen der Parameter können in Abhängigkeit der Bewegung des Schwerependels ein charakteristisches Beugungsspektrum simuliert und die durch das geometrische Muster ausgeblendeten Wellenlängenbereiche bestimmt werden.

Vor allem für die Festlegung der Parameter der zu planenden Versuche war diese Entwicklung notwendig und zweckmäßig. Damit kann u. a. recht schnell eine gewünschte Linearität zwischen einer Neigungsänderung und der korrespondierenden Änderung im Spektrum überprüft werden. Zudem können verschiedene Abstände zwischen Hohlspiegel und optischem Gitter sowie unterschiedliche Schlitzblenden simuliert werden.

4.4 Sensitivitätsanalyse

Zur Abschätzung der zu erreichenden Genauigkeiten in der Neigungsmessung mit dem beschriebenen Messprinzip und der entsprechenden mathematischen Modellierung sollen im Folgenden die Einflüsse von zufälligen und systematischen Messabweichungen betrachtet werden. Während mit den Angaben zu zufälligen Messabweichungen die erreichbare Messgenauigkeit des Messsystems in Form von Standardabweichungen der Neigungswinkel abgeschätzt werden kann, soll mit Untersuchungen zu systematischen Messabweichungen beurteilt werden, ob diese z. B. im Rahmen einer Kalibrierung berücksichtigt werden müssen.

4.4.1 Zufällige Messabweichungen

Als wichtigstes Streumaß in der Stochastik, welches den Einfluss von zufällig auftretenden Abweichungen der Messgröße beschreibt, hat sich die Varianz bzw. ihre Quadratwurzel, die Standardabweichung, etabliert. Daher soll im Weiteren auf einfachen Weg die Berechnung der Standardabweichungen der Neigungswinkel mithilfe des Varianzfortpflanzungsgesetzes erfolgen. Die beobachteten Größen (Messwerte der Wellenlängen) sollen dabei als unkorreliert angenommen werden.

Zunächst werden mit der Gleichung (4.12) die Standardabweichungen der Beugungswinkel berechnet. Dabei gehen die beiden Wellenlängen λ_{diag} und λ_{vert} als Messwerte, die mit zufällig auftretenden Messabweichungen behaftet sind, mit ihren Standardabweichungen in die Varianzfortpflanzung ein. Die Gitterkonstante des Beugungsgitters und der Einfallswinkel der optischen Strahlung werden als (fehlerfreie) Größen angenommen. Anschließend erfolgt die Bestimmung der Standardabweichungen der Neigungswinkel mit einer Varianzfortpflanzung der Gleichungen (4.30) des Berechnungsmodells (3) der analytischen Lösung. Das Modell liefert, wie in Abschnitt 4.2.7 gezeigt, überwiegend gute Ergebnisse und hat einen kurzen, schnell implementierbaren Rechenweg. Zur Abschätzung von erreichbaren Standardabweichungen in der Neigungsmessung wird dieser Weg als ausreichend erachtet.

Um eine erste zahlenmäßige Aussage abzuleiten, welche Standardabweichungen bei der Bestimmung von Neigungswerten mit dem entwickelten Messprinzip erreicht werden können,

werden erneut die Parameter der Beispiellösung aus Abschnitt 4.2.7 verwendet ($\beta_{Mb} = \pm 5^\circ$, $\lambda_{\min} = 380 \text{ nm}$ und $g = 1 \text{ }\mu\text{m}$). Für einen konservativen Wert von $s_{\lambda, \text{diag|vert}} = 0,1 \text{ nm}$ für die Standardabweichung in der Wellenlängenmessung an (siehe Kapitel 3) ergeben sich die in Abb. 4.17 dargestellten Standardabweichungen der Neigungswerte.

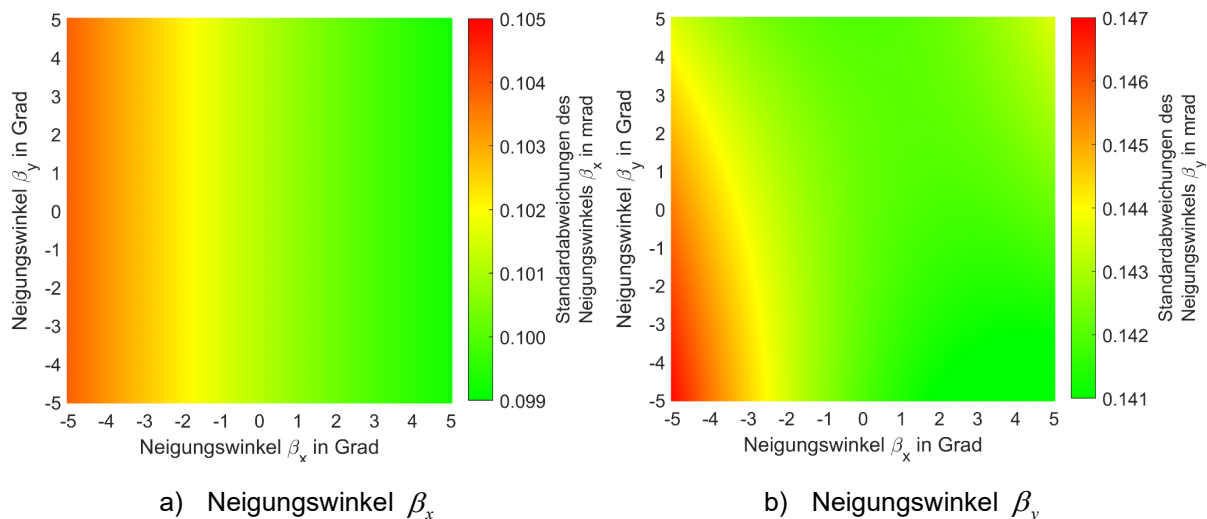


Abb. 4.17: Standardabweichungen der Neigungswinkel mit $s_{\lambda, \text{diag|vert}} = 0,1 \text{ nm}$

Beide Abbildungen zeigen Effekte, die Abhängigkeiten vom Neigungswinkel β_x erkennen lassen. Es werden Werte von $0,099 \text{ mrad}$ ($20,4''$) bis $0,147 \text{ mrad}$ ($30,3''$) erreicht, wobei die Standardabweichungen des Neigungswinkels β_x etwas geringer gegenüber denen des zweiten Neigungswinkels ausfallen. Zu den in Kapitel 2 genannten, üblichen Messgenauigkeiten sind die berechneten Werte vergleichbar. Es ist jedoch zu beachten, dass eine Änderung der zu Beginn definierten Parameter zu anderen Ergebnissen führt. Beispielsweise würde sowohl eine Halbierung der Gitterkonstanten auf $0,5 \text{ }\mu\text{m}$ als auch eine Verdopplung der Standardabweichung der Wellenlängen auf $0,2 \text{ nm}$ jeweils in etwa zu einer Verdopplung der Standardabweichung der Neigungswinkel führen. Zudem sind dies nur theoretische Werte, die ausschließlich auf zufällig streuenden Messwerten basieren. Sie bestätigen jedoch die Umsetzbarkeit des aufgezeigten Messprinzips des faseroptischen Neigungssensors und zeigen, dass eine Messgenauigkeit des Neigungsmesssystems von $< 0,5 \text{ mrad}$ ($103''$) erreichbar ist.

4.4.2 Systematische Messabweichungen

Inwieweit systematische Einflüsse die Genauigkeit des Sensors beeinflussen, soll im Folgenden untersucht bzw. abgeschätzt werden. Sie können dann ggf. im Rahmen einer Kalibrierung durch die Bestimmung von geeigneten, zusätzlichen Parametern berücksichtigt werden.

Gitterkonstante

Änderungen der Gitterkonstante haben einen direkten Einfluss auf die Berechnung des Beugungswinkels, wie die Gleichung (4.12) zeigt. Sollte der für die Neigungswinkelberechnung verwendete Wert der Gitterkonstanten vom tatsächlichen abweichen, würde dies zwangsläufig

zu systematischen Abweichungen führen. Um derartige Einflüsse, die z. B. aus einem fehlerhaften Einbau des optischen Gitters (Krümmung, Streckung, ...) resultieren können, zu vermeiden, wird die Gitterkonstante im Rahmen einer Kalibrierung bestimmt.

Abweichungen bei der Modellierung des geometrischen Musters

Aufgrund des in Kapitel 4 beschriebenen Messprinzips verkleinert sich bei Rotation des Sensors um die y -Achse des BKS der senkrechte Abstand zwischen Gitter und der x - y -Ebene des BKS bzw. der Ebene des geometrischen Musters (vgl. Abb. 4.5). Formell lässt sich dieser Umstand an der z -Komponente des Ortsvektors $\vec{X}_G$ des Punktes G in der Gleichung (4.13) ableiten. Dadurch verringert sich auch die geometrische Ausbreitung des auf die Schlitzblende treffenden spektralen Bereiches. Ob dieser Umstand in der Modellierung des geometrischen Musters vollständig berücksichtigt wird, soll anhand der Kalibrierergebnisse beurteilt werden. Treten diesbezüglich systematische Abweichungen in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x auf, können diese entweder in Kauf genommen (weil sie vernachlässigbar klein sind) oder müssen durch zusätzliche Parameter im Kalibriermodell so gut wie möglich aufgefangen werden.

Werden z. B. die Parameter des in Abschnitt 4.2.7 verwendeten Beispiels ($\alpha_g = 2\beta_{Mb}$ und $\beta_{Mb} = \pm 5^\circ$) und ein Abstand des Gitters von der x - y -Ebene in der Sensornulllage von $h_z = 80$ mm an genutzt, ergibt sich mit der Gleichung (4.17) bei einachsiger Neigung um die y -Achse ($\beta_y = 0 \Leftrightarrow \varphi = \pi/2 \Leftrightarrow \theta = -\beta_x$) die in Abb. 4.18 dargestellte Breite des Spektrums.

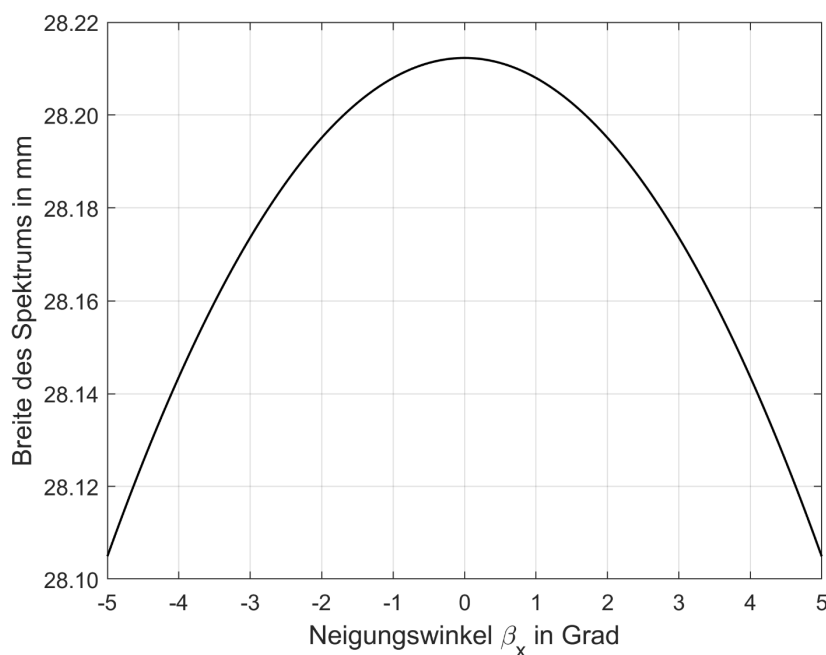


Abb. 4.18: Änderung der Breite des spektralen Bereiches in der x - y -Ebene

Die Breite des für die Auswertung nutzbaren spektralen Bereiches $[\lambda_{\min}, \lambda_{\max}] \rightarrow [-\alpha_g, \alpha_g]$ in der x - y -Ebene bzw. in der Ebene des geometrischen Musters verringert sich bei einer Neigung von $\beta_x = \pm 5^\circ$ um 0,11 mm. Das entspricht einer linearen Änderung von ca. 0,4 % bzw. einem Maßstab von 0,9962. Bei einer Neigung um $\pm 3^\circ$ beträgt die Änderung lediglich 0,04 mm bzw. einem Maßstab von 0,9986. Für den Fall der Neigung um die y -Achse muss dieser nicht linear wirkende Effekt bei der Kalibrierung des Messsystems berücksichtigt werden. Der Fall $\beta_x \neq 0, \beta_y \neq 0$ muss gegebenenfalls gesondert berücksichtigt werden.

Fertigungsungenauigkeiten

Die Möglichkeiten, dass bei der mechanischen Fertigung der Sensorbauteile Abweichungen zu den festgelegten Parametern auftreten, sind vielfältig und können an dieser Stelle nicht umfassend bestimmt werden. Daher soll sich auf einige Wesentliche beschränkt werden. Es sind die Abweichungen zu berücksichtigen, die sich aus der Fertigungsgenauigkeit einerseits beim Bau des Schwerependels und andererseits bei der Herstellung des geometrischen Musters ergeben.

Abweichungen können an den Befestigungspunkten der Fäden sowohl am Schwerependel als auch am Sensorgehäuse auftreten. Diese führen ebenso wie unterschiedliche Fadenlängen zum einen zu einer Verschiebung des Schwerpunktes des Schwerependels und damit zu einer Lageverschiebung des geometrischen Musters. Zum anderen können Abweichungen von der Parallelität zwischen der Aufsatzfläche des Sensors und der x - y -Ebene des BKS bzw. der Ebene des geometrischen Musters die Folge sein. Die Berechnung, die neben dem Kräftegleichgewicht, dem Momentengleichgewicht auch einige Materialgesetze und Geometriebedingungen berücksichtigt, ist komplex, sodass an dieser Stelle auf die Arbeiten im genannten Forschungsprojekt verwiesen wird [BOCK 2013] und [GEBHARDT et al. 2014]. Das Ergebnis dieser Berechnungen war, dass es bei anzunehmenden Toleranzen in der mechanischen Fertigung von $< 0,01$ mm und Differenzen der Fadenlängen von maximal 1,0 mm, zu Verschiebungen des Schwerpunktes des geometrischen Musters von weniger als $0,5$ μm kommt. Bei einer Fadenlänge von 50 mm resultieren daraus Abweichungen in der Wellenlängenmessung von circa 7 pm. Wie im vorangegangenen Abschnitt zum Einfluss von zufälligen Messabweichungen gezeigt wurde, haben Werte in dieser Größenordnung nur sehr geringe Auswirkungen auf die Bestimmungsgenauigkeit der Neigungswerte. Die resultierenden Abweichungen in den Neigungswerten liegen im Bereich von 0,01 mrad, womit sie geringer als die in Kapitel 2 genannten, üblichen Messgenauigkeiten sind.

Mit den Gleichungen (4.24) bzw. (4.25) ist die Geometrie des geometrischen Musters festgelegt, welche mit einer Fertigungsgenauigkeit im Mikrometerbereich umgesetzt werden muss. Wird der vertikale Schlitz z. B. als Gerade und nicht wie gefordert gekrümmt ausgeführt, kommt es zu einer maximalen Abweichung von

$$\left| \vec{X}_{V, \text{vert}}(t=0)_{\beta_{Mb}=5^\circ, h_z=80 \text{ mm}} - \vec{X}_{V, \text{vert}}(t=1)_{\beta_{Mb}=5^\circ, h_z=80 \text{ mm}} \right| = \left| \begin{pmatrix} 6,99909 \\ 0 \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} 6,97246 \\ 0 \end{pmatrix} \right| = 26,63 \mu\text{m}.$$

Dies entspricht einem Maßstab von ca. 0,996 bzw. einer Abweichung in der Neigungsmessung von 0,34 mrad (70") bei einer Neigung des Sensors von 5° . Für den Fall der Neigung entlang der y -Achse muss dieser nichtlinear wirkende Effekt bei der Kalibrierung des Messsystems berücksichtigt werden.

5 Experimentelle Voruntersuchungen

Neben der notwendigen mathematischen Modellierung des Messsystems ist einer der wesentlichen Punkte, welcher über die Realisierungsmöglichkeit entscheidet, der mechanische Aufbau des Messsystems. Nachdem mit einfachen Versuchen in einem optischen Labor der Materialforschungs- und -prüfanstalt an der Bauhaus-Universität Weimar (MFPA) die physikalischen Gesetzmäßigkeiten bei der Beugung des Lichts an einem optischen Gitter, entsprechend dem Messprinzip (Kapitel 4) nachgewiesen werden konnten, musste ein geeigneter Weg gefunden werden, mit dem es möglich ist, das geometrische Muster an das Erdschwerfeld zu binden und somit von der Bewegung des Sensors zu entkoppeln. Eine Verwendung von Flüssigkeiten im Sensor ist immer mit hohem Aufwand verbunden und muss meist für den Einsatz in schwierigen Umgebungen zertifiziert sein. Daher wurde das Applizieren des geometrischen Musters auf einer selbstnivellierenden Flüssigkeitsoberfläche von vornherein ausgeschlossen. Alternativ wurde auch über den Einsatz einer kardanischen Aufhängung nachgedacht. Allerdings konnte mit einigen einfachen Versuchen festgestellt werden, dass eine reibungsarme Lagerung mit geringer Hysterese bei einer kardanischen Aufhängung technologisch sehr anspruchsvoll ist und eine Umsetzung in Form eines Pendels (siehe Abschnitt 4.1) die wohl bessere Möglichkeit bietet. Die Art der Pendelaufhängung und die Auswahl eines geeigneten Fadenmaterials spielen, wie bei vielen Entwicklungen im geodätischen Instrumentenbau, eine zentrale Rolle (siehe Abschnitt 2.2.2). Mit den nachfolgend erläuterten Versuchen wurden einige Arten und Materialien auf Eignung überprüft. Im Weiteren musste die Auswerteeinheit, mit dem die Messung der Wellenlängen erfolgen, näher betrachtet werden, um deren Einflüsse auf die Messungen beurteilen zu können.

Alle Versuche wurden im Geodätischen Messlabor der Bauhaus-Universität Weimar durchgeführt. Dieses Labor ist speziell für Untersuchungen geodätischer Messinstrumente eingerichtet worden und hat neben einer steuerbaren Raumklimatisierung u. a. mehrere stabile Arbeitsplätze, die aus Pfeilern mit massiven, aufgelegten Granitplatten bzw. mit aufgesetzten schweren, rippenverstärkten Stahlplatten bestehen (Abb. 5.1).



a) Granitplatte auf Pfeiler



b) Stahlplatte auf Pfeiler (mit Kollimator)

Abb. 5.1: Arbeitsplätze im Geodätischen Labor

Die Oberfläche der Stahlplatten ist mithilfe eines besonderen Zerspanungsverfahrens, dem Läppen, besonders feingeschliffen und geglättet, sodass sehr hohe geometrische Toleranzwerte erreicht werden [IMKENBERG & MAUCH 2024].

Die Pfeiler sind auf Betonsockeln separat gegründet und damit unabhängig gegenüber von der Umgebung induzierten Schwingungen. Somit war eine stabile Lagerung und Positionierung aller Messmittel und Labormuster möglich. Zudem werden die klimatischen Bedingungen mithilfe der dauerhaften Messung (Messintervall: $\Delta t = 10 \text{ min}$) von Temperatur, Luftdruck und Luftfeuchte bestimmt und protokolliert.

5.1 Versuche zur Aufhängung des Pendels

Im Folgenden wird über die Experimente berichtet, mit denen der Einfluss von unterschiedlichen Aufhängungsarten auf das Verhalten des Pendels bei Neigungsänderungen untersucht wurde. Im Speziellen soll dabei das Verweilen des Pendels in seiner lotrechten Ruheposition betrachtet werden bzw. wie sensibel es auf Neigungsänderungen des Sensorgehäuses reagiert. Die Versuche haben die Ziele, die verschiedenen Möglichkeiten hinsichtlich Reproduzierbarkeit und erreichbarer Messgenauigkeit einzuordnen sowie Aussagen zu auftretenden Effekten wie z. B. Hysterese abzuleiten. Dafür wurde ein Labormuster gefertigt, mit dem zunächst nur Untersuchungen von Neigungsänderungen in einer Achse betrachtet werden können (Abb. 5.2).

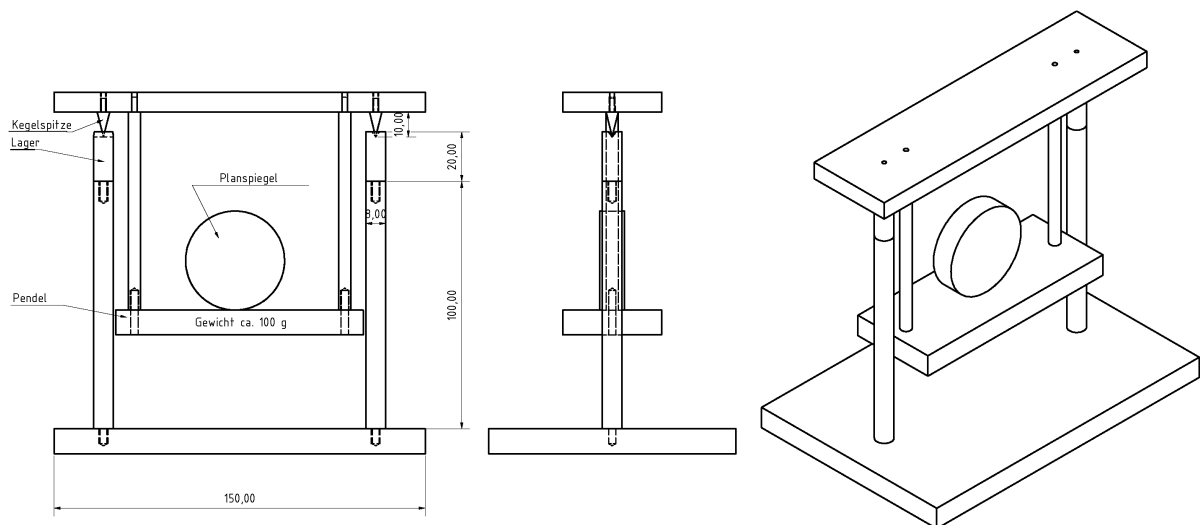


Abb. 5.2: CAD-Zeichnung des Labormusters zur Untersuchung von Aufhängungsarten

Das Labormuster besteht aus einer Grundplatte, an der zwei senkrechte Stützen befestigt sind. Am oberen Ende der Stützen befindet sich jeweils ein Lager, mit dem eine horizontale Achse definiert ist, um die ein Schwerependel um seine eigene Ruheposition schwingen kann. Die Haltevorrichtungen des Pendels sowie die Lager können ausgetauscht werden. Zudem kann es in seiner Masse verändert werden. An dem Pendel ist ein *Planspiegel* befestigt, dessen räumliche Ausrichtung mithilfe des Verfahrens der *Autokollimation* (siehe Abschnitt 2.2.5) beobachtet wird. Abb. 5.3 zeigt den Versuchsaufbau im Geodätischen Messlabor der Bauhaus-Universität Weimar.

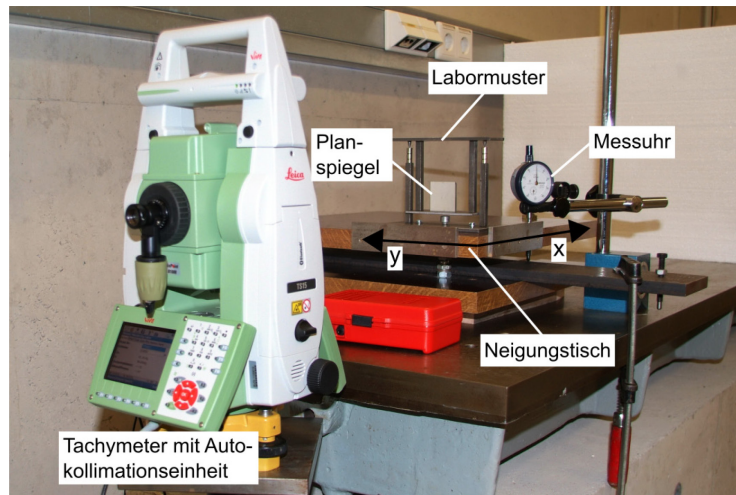


Abb. 5.3: Labormuster integriert in einen Versuchsaufbau im Geodätischen Messlabor

Das Labormuster wurde auf einen Neigungstisch positioniert, mit dem unterschiedliche Neigungen eingestellt wurden. Zur Bestimmung der Neigung des Tisches erfolgten Messungen mit der Messuhr MITUTOYO 2046S (Auflösung der Messuhr = 0,01 mm). Dabei wurden zunächst die senkrechten Wegänderungen des Auflagepunktes der Messspitze auf dem Neigungstisch erfasst, aus denen dann mit Kenntnis des Abstandes zum Rotationszentrum die Tischneigungen mit einer Präzision von ca. 0,4 mrad (82") im untersuchten Messbereich bestimmt werden konnten. Die Abweichung des Pendels gegenüber seiner Ruheposition wurde aus Autokollimationsmessungen mit der Totalstation LEICA TS 15 auf den *Planspiegel* bestimmt. Die Zielachse wurde dazu parallel zur *x*-Achse des Neigungstisches eingestellt. Die Winkel-Messgenauigkeit des Gerätes beträgt 0,005 mrad (1").

Untersucht wurden Pendelaufhängungen, bei denen die Auflagepunkte der Kegel als Kugeln ausgebildet waren und die Lager als Kegelstumpfbohrung, V-Nut und ebene Platte. Außerdem wurde versucht, die Reibungskräfte mit einem Ölfilm und verschiedenen Antihaft- bzw. Gleitmitteln, wie z. B. einem Polytetrafluorethylen- (PTFE-)Spray zu minimieren. Im Weiteren wurden verschiedene Pendelmassen betrachtet.

Während der Versuche wurde der Neigungstisch mithilfe der Messuhr auf Neigungswerte zwischen $+5^\circ$ und -5° beginnend bei 0° in 1° -Schritten eingestellt. Es erfolgten nur Neigungsänderungen entlang der *x*-Achse (Rotation um die *y*-Achse). Die senkrecht dazu verlaufende Neigungsachse wurde mittels 30"-Röhrenlibelle konstant gehalten, um eventuelle Querneigungseinflüsse auszuschließen. Nach einer kurzen Beruhigungsphase des Pendels wurde mithilfe der Autokollimationseinheit die vertikale Ausrichtung des *Planspiegels*, genauer gesagt der Vertikalwinkel des Lotes der Spiegelfläche, gemessen. Nach der Messung an der maximalen bzw. minimalen Neigungsposition ($\pm 5^\circ$) wurde die Tischneigung zunächst noch leicht gesteigert und danach erst in die entgegengesetzte Richtung verändert, um die Extremstellen erneut, diesmal aus der anderen Bewegungsrichtung, anzufahren. Die Neigungsänderungen des Pendels entsprechen den auf den ersten Messwert (Tischneigung = 0°) reduzierten gemessenen Vertikalwinkeln. Die Ergebnisse einiger ausgewählter Versuche sind in Abb. 5.4 grafisch dargestellt.

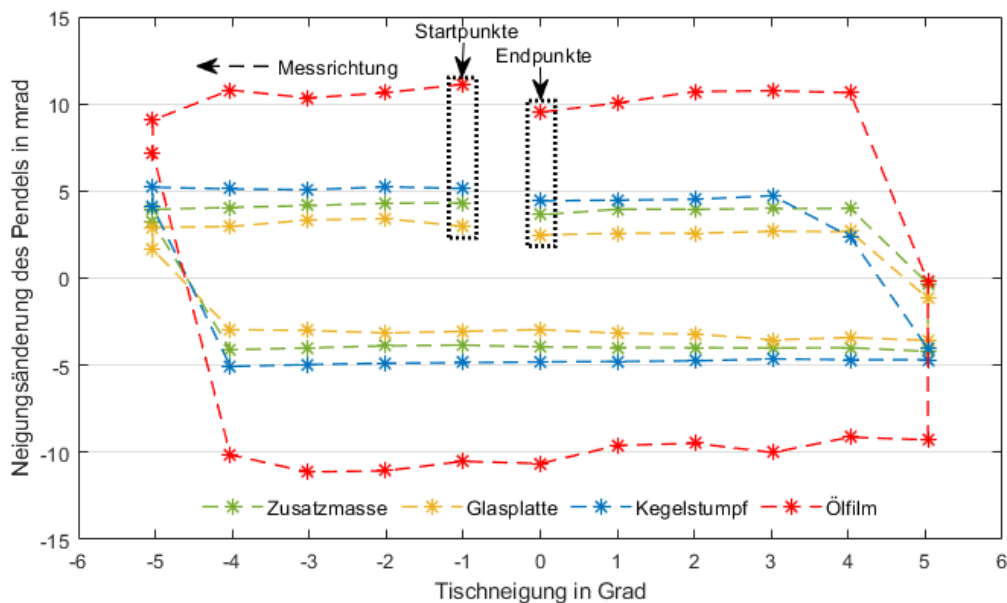


Abb. 5.4: Messung der Lotabweichung eines Schwerependels bei verschiedenen Aufhängungsarten

Die Annahme war, dass das Pendel bei Änderung der Tischneigung aufgrund der Schwerkraft in seiner (lotrechten) Ruheposition verharret, folglich Neigungsänderungen des *Planspiegels* nahezu ausgeschlossen sind. Jedoch zeigten sich in allen Versuchen signifikante Hystereseeffekte (siehe 2.3.3) zwischen 5 mrad ($0,29^\circ$) und 20 mrad ($1,15^\circ$). Während der sukzessiven Steigerung bzw. Minimierung der Tischneigung traten nur geringe Abweichungen auf. An den Messpunkten, an denen eine umgekehrte Richtung der Neigungsänderung vorlag (immer bei $\pm 5^\circ$), gab es massive Änderungen, die sich sehr wahrscheinlich mit auftretenden Haft- und Reibungskräften an den Kontaktflächen zwischen Auflagepunkt und Auflagefläche (Lager) begründen lassen. Dieser systematische Einfluss kann bei einer üblichen Messgenauigkeit von wenigen Milliradian der am Markt verfügbaren Neigungssensoren nicht vernachlässigt werden. Daher wurden anschließend durch eine Modifikation des Labormusters (Abb. 5.5) weitere Versuche mit einer Pendelaufhängung an zwei Fäden durchgeführt. Die Verbindung zwischen dem Schwerependel und der Grundplatte bzw. den Stützen wird folglich als Federgelenk ausgeführt. Die Ergebnisse zeigt Abb. 5.6.

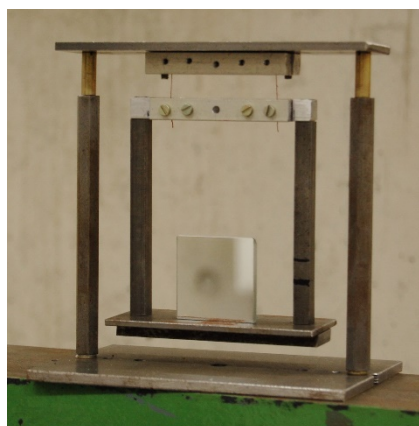


Abb. 5.5: Modifiziertes Labormuster zur Untersuchung einer 2-Fäden-Aufhängung

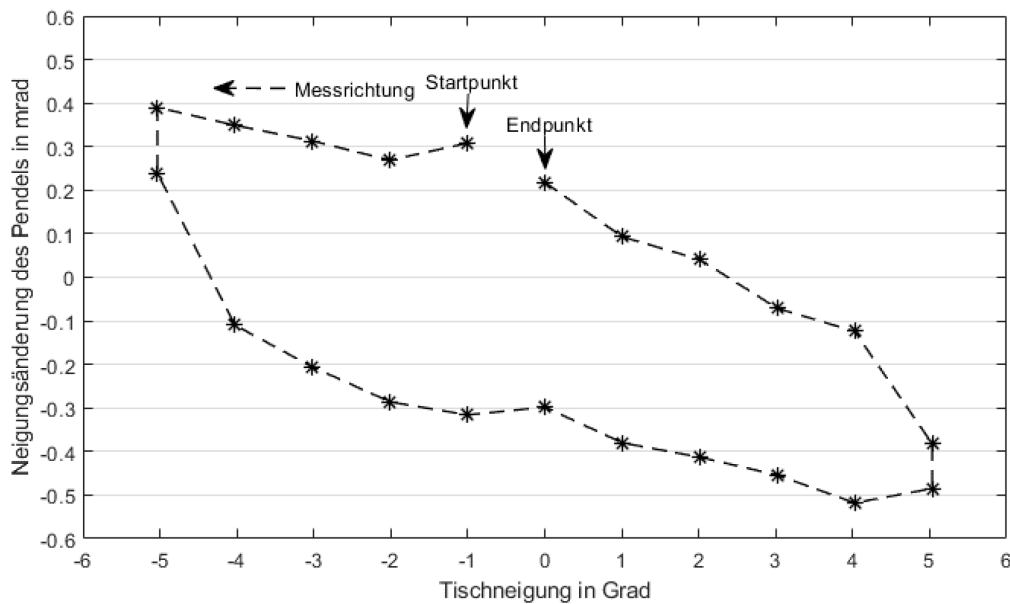


Abb. 5.6: Messung der Lotabweichung eines Schwerependels mit 2-Fäden-Aufhängung

Es ist zu erkennen, dass nur minimale Hystereseeffekte von bis zu 0,6 mrad (124") verbunden mit einer leichten Linearität von 0,06 mrad je Grad (12" je Grad) wirken. Die um mehr als Faktor 10 besseren Ergebnisse im Vergleich zu den vorangegangenen (vgl. Abb. 5.4) bestätigten sich in mehreren durchgeführten Versuchen, sodass für diese Art der Pendelaufhängung von einer ausreichenden Wiederholgenauigkeit ausgegangen werden kann. Zudem ist eine Aufhängung an Fäden gegenüber einer technologisch anspruchsvollen kardanischen Aufhängung einfach und kostengünstig realisierbar. Daher wurde sich für die Realisierung eines Schwerependels an Fäden entschieden. Die Hysterese von bis zu 0,6 mrad (124") ist im Anbetracht der angestrebten Messgenauigkeit von 0,5 mrad (103") nicht akzeptabel. Aufgrund dessen soll dieser Effekt beispielsweise durch die Wahl eines geeigneten Fadenmaterials und durch eine optimale Ausführung des Schwerependels deutlich vermindert werden.

5.2 Auswahl des Fadenmaterials

In den vorangegangenen Versuchen konnte gezeigt werden, dass eine Aufhängung eines Schwerependels an Fäden die bestmögliche der untersuchten Möglichkeiten bzgl. Wiederholgenauigkeit und Hysteresefreiheit ist. In weiteren Versuchen wurde sich mit dem Material der zu verwendeten Fäden auseinandergesetzt. Das Fadenmaterial ist dahingehend zu wählen, dass eine hohe Wiederholgenauigkeit bei maximaler Robustheit gegenüber Änderungen der äußeren Einflussparameter (Kräfte, Temperatur) eingehalten werden kann. Daher wurden neben dem in Abschnitt 5.1 eingesetzten gewöhnlichen Standard-Faden ($\varnothing$ 0,6 mm) verschiedene, reißfeste, bei Temperaturänderungen maßhaltige Fäden mit unterschiedlichen Durchmessern erprobt. Zudem wurde der Frage nachgegangen, ob sich die gezeigten Ergebnisse an einem 2-Fäden-Schwerependel auch auf ein 3-Fäden-Schwerependel übertragen lassen. Der Hintergrund dieser Modifikation ist das Erreichen einer symmetrischen Änderung der Lage des Schwerependels in zwei Neigungsachsen.

Mit diesen Randbedingungen wurde ein in Abb. 5.7 schematisch dargestelltes Labormuster entwickelt, mit dem Aussagen zur Reproduzierbarkeit und Messgenauigkeit in Abhängigkeit verschiedener Fadenmaterialien und -durchmesser getroffen werden können.

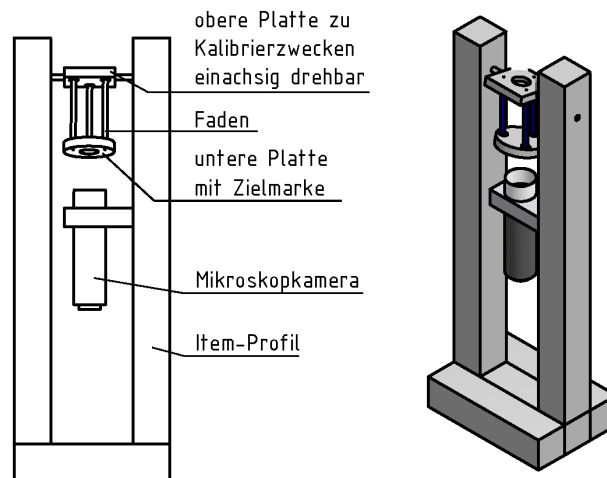


Abb. 5.7: Schematische Zeichnung des Labormusters mit 3-Fäden-Schwerependel

Das Labormuster besteht aus zwei Platten, die über drei Fäden miteinander verbunden sind. Die obere Platte ist in einem stabilen Rahmen aus Konstruktionsprofilen (ITEM-Profil) fest positioniert, die zweite Platte hängt frei als Schwebpendel unterhalb. Über die Beobachtung einer Zielmarke an der Unterseite des Schwebpendels mithilfe einer fest mit dem ITEM-Profil verbundenen Mikroskopkamera [CELESTRON 2011] soll die neigungsabhängige Bewegung der unteren Platte gegenüber dem ITEM-Profil ermittelt werden.

In den vorangegangenen Versuchen hatte sich gezeigt, dass die Neigung des bisher eingesetzten Neigungstisches nicht exakt einachsrig eingestellt werden kann, d. h. eine Änderung der Neigung in Messrichtung beeinflusste die senkrecht dazu verlaufende Neigungsachse. Es traten Querneigungseinflüsse auf. Daher wurde das Labormuster auf einen anderen, aus drei Ebenen (Deckplatte, Mittelplatte und Grundplatte aus Stahl) bestehenden Neigungstisch montiert. Mit diesem ist es möglich, voneinander entkoppelte Neigungen in zwei zueinander orthogonalen Achsen einzustellen. Die Einstellung der Neigung geschieht über zwei Mikrometerschrauben, wobei die eine Schraube den Abstand der Deck- von der Mittelplatte und die andere Schraube den Abstand der mittleren Platte von der Grundplatte verändert. Die Mikrometerschrauben sind durch Kugellager mit den Platten drehbar verbunden, um eine Translationsbewegung zwischen den Platten, die sonst bei einer Neigungsverstellung entstehen würde, zu verhindern. Eine umfassende Beschreibung des Neigungstisches ist [POHL 2003] zu entnehmen. Der Versuchsaufbau ist in Abb. 5.8 dargestellt.

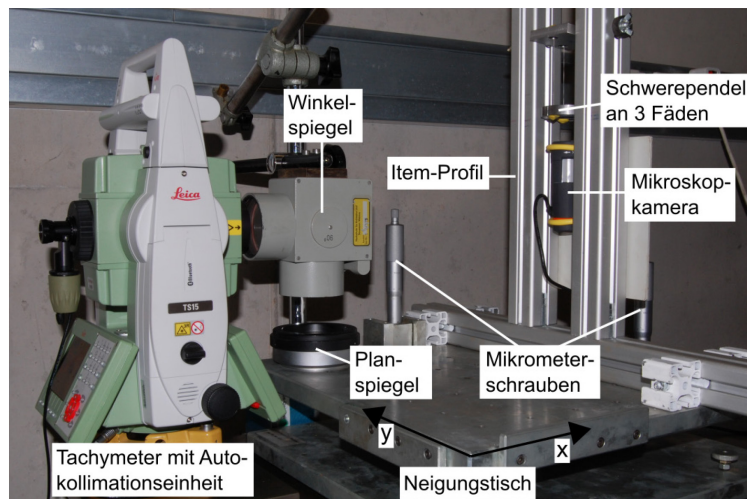
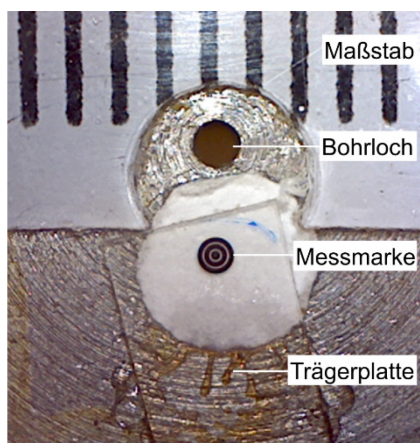


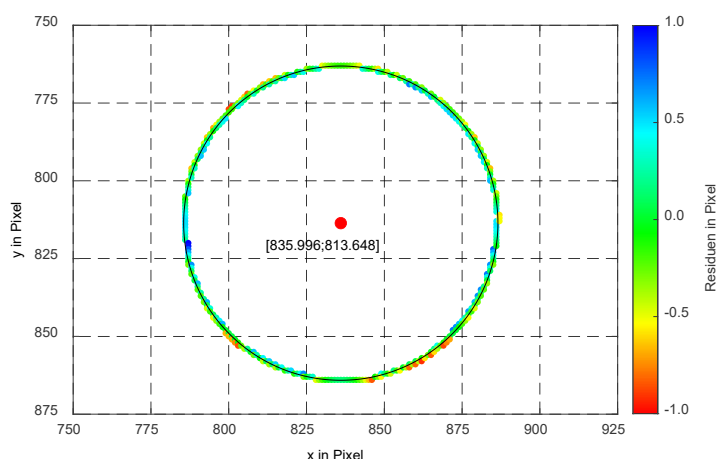
Abb. 5.8: Versuchsaufbau zur Untersuchung verschiedener Fadenparameter

Der Neigungstisch wurde analog zu den bisherigen Versuchen auf Neigungswerte zwischen $+5^\circ$ und -5° beginnend bei 0° in 1° -Schritten eingestellt. Es wurden erneut nur Versuche in einer Neigungsachse (x -Achse) durchgeführt. Die Neigung der Deckplatte wurde wieder aus Autokollimationsmessungen mit der Totalstation LEICA TS 15 ermittelt. Im Vergleich zu den Versuchen im vorangegangenen Abschnitt erfolgte die Neigungsmessung in zwei zueinander orthogonalen Achsen, um einen Querneigungseinfluss auszuschließen bzw. zu bestimmen. Dazu wurde der Zielstrahl des Tachymeters mit einem Winkelspiegel um 90° nach unten auf einen *Planspiegel* umgelenkt, der auf der Deckplatte mittels Magnets befestigt ist. Der Winkelspiegel ist ein aus zwei *Planspiegeln* zusammengesetztes Spiegelsystem, welches die gleiche Funktionsweise wie ein Pentagonprisma hat. Dieses dient zur Aufnahme und Absteckung rechter Winkel und ist invariant gegenüber Drehungen um die zum Hauptschnitt senkrechte Achse. Auf diese Weise können aus den Änderungen des Vertikalwinkels der TS 15 die Neigungen um die y -Achse und aus den Änderungen der Horizontalrichtungen die Neigungen um die x -Achse bestimmt werden. Aufgrund der Konstruktion des Neigungstisches und der Ausrichtung der Zielachse des Tachymeters parallel zur x -Achse änderten sich die Horizontalrichtungen um maximal $0,035 \text{ mrad}$ ($7''$), sodass von einem vernachlässigbaren Querneigungseinfluss ausgegangen werden kann.

Die Relativbewegung des Pendels zum Rahmen wurde mithilfe einer Mikroskopkamera bestimmt. Die Kamera ist unterhalb des Schwerependels mit Blick auf seine Unterseite am Rahmen befestigt. An der Unterseite wurde eine Messmarke mit drei konzentrischen Kreisen angebracht, deren Bewegung in den einzelnen Kamerabildern (Abb. 5.9a) verfolgt werden konnte. Dazu wurde der äußere Kreis ($\varnothing 0,8 \text{ mm}$) der Messmarke mit einem CANNY-Kantenoperator im Bild identifiziert und sein Mittelpunkt mittels ausgleichenden Kreises mit einer Standardabweichung von ca. $0,03 \text{ Pixel}$ bestimmt (Abb. 5.9b). Die vorab durchgeführte Auswertung mithilfe eines Bohrlochs im Pendelkörper war aufgrund der unscharfen Bohrkante nicht ausreichend.



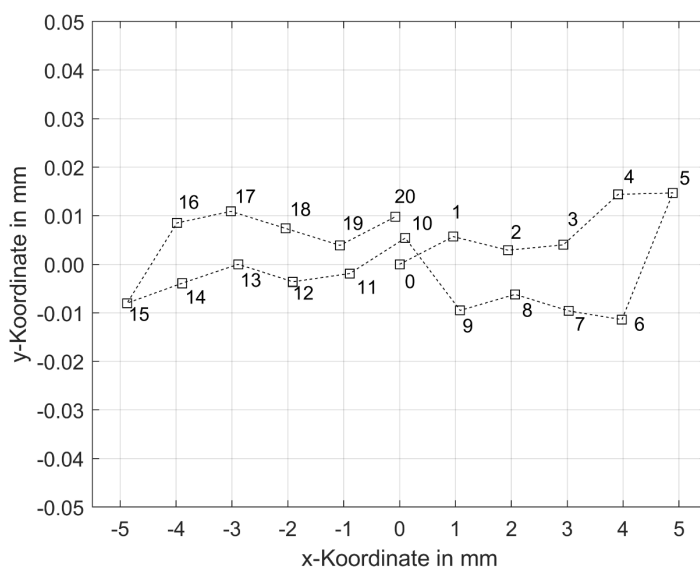
a) Kamerabild



b) Ergebnis der Mittelpunktbestimmung

Abb. 5.9: Beobachtung eines Pendels mit Mikroskopkamera

Der vorliegende Bildmaßstab beträgt 120 Pixel je mm. Folglich konnte die Position der Zielmarke bzw. die des Pendels auf $< 1 \mu\text{m}$ bestimmt werden. Die Koordinaten des Kreismittelpunktes bezüglich eines Versuchs mit dem Standard-Faden ($\varnothing 0,6 \text{ mm}$) sind in Abb. 5.10 dargestellt.



Position der Zielmarke	Neigung des Tisches in Grad
0, 10, 20	0,0
1, 9	1,0
2, 8	2,0
3, 7	3,0
4, 6	4,0
5	5,0
11, 19	-1,0
12, 18	-2,0
13, 17	-3,0
14, 16	-4,0
15	-5,0

Abb. 5.10: Lage der Zielmarke bei Änderung der Neigung des Kipptisches

Dabei entspricht die y -Achse der Rotationsachse des Neigungstisches. Folglich bewegt sich das Pendel bzw. die Kreismarke entlang der x -Achse. Aus dem Vergleich der Koordinaten der Kreismarkenpositionen zwischen der Hin- und Rückmessung bei gleicher Tischneigung, werden Aussagen zur Wiederholgenauigkeit bzw. zur Hysterese abgeleitet. So ergibt sich beispielsweise zwischen den Positionen 1 und 9 des Pendels eine Abweichung von $124 \mu\text{m}$ (x -Koordinate) und $15 \mu\text{m}$ (y -Koordinate).

Mit Kenntnis der Pendellänge wurden diese Lageabweichungen in Neigungsdifferenzen umgerechnet. Im o. g. Beispiel (Positionen 1 und 9) ergeben sich Differenzen in den Neigungswerten von 2,1 mrad ($0,12^\circ$) bzgl. der x -Koordinate und 0,2 mrad ($41''$) bzgl. der y -Koordinate bei einer Fadenlänge von 60 mm. Mittels Varianzfortpflanzung ergibt sich für die berechneten Neigungsdifferenzen eine Standardabweichung von weniger als 0,01 mrad ($2''$).

Zunächst wurden Versuche mit fixiertem Pendel durchgeführt, um eventuell auftretende, neigungsbedingte Veränderungen des Versuchsaufbaus, wie z. B. Bewegungen der Kamera und Verformungen der Konstruktion, auszuschließen. Nachdem keinerlei Abweichungen feststellbar waren, wurden Versuche mit verschiedenen Fäden und Fadenlängen sowie unterschiedlichen Pendelmassen durchgeführt.

Bei der Auswahl eines geeigneten Fadenmaterials wurde sich zunächst an [DRODOFSKY 1955] orientiert, der in seinen Ausführungen zur Entwicklung des Neigungskompensators im ZEISS Ni2 die Verwendung von dünnen Drähten beschreibt, ohne jedoch das Material genauer zu benennen. Ebenfalls nicht bekannt ist, ob abgeflachte oder runde Federdrähte verbaut sind. Für die Verwendung in einem zweiachsig arbeitenden Pendel muss der Faden eine im Querschnitt runde Geometrie aufweisen, um in beiden Neigungsrichtungen die gleichen Biegeeigenschaften aufzuweisen. Der Arbeitsbereich des Kompensators liegt bei $\pm 0,44$ mrad ($\pm 90''$ bzw. $\pm 0,025^\circ$). Im Vergleich zum ZEISS Ni2 muss die Verformung des Fadenmaterials infolge von Biegung jedoch für einen wesentlich größeren Schwenkwinkel von mindestens $\pm 5^\circ$ ermüdungsfrei möglich sein. In Anbetracht der weiteren wichtigen Anforderungen an die Sensorik in Monitoringprogrammen an Bauwerken, soll das Material zudem eine hohe Reißfestigkeit, ein niedrigeres Elastizitätsmodul in Faser-Querrichtung (biegeschlaff) und eine hohe Maßhaltigkeit bei Temperaturänderungen aufweisen. Daher fiel die Wahl auf synthetische Kunststofffasern. Es wurden Polyamid-Fäden der Marke KEVLAR der DUPONT DE NEMOURS (Deutschland) GmbH und Polyethylen-Fäden der Marke DYNEEMA der KONINKLIJKE DSM N.V. untersucht. Diese werden u. a. im Sicherheitsbereich (Schnittschutzhandschuhe, schusssichere Westen, Panzerungen), als Faserverbundkunststoffen im Fahr- und Flugzeugbau sowie in Sportgeräten (Fallschirme, Segel und Kletterseile) verwendet. DYNEEMA ist ein Material, welches eine sehr hohe Zugfestigkeit von 3 bis 4 GPa und einen geringen, thermischen Ausdehnungskoeffizienten ($2 \cdot 10^{-4} K^{-1}$) aufweist. KEVLAR-Fäden haben demgegenüber zwar einen noch geringeren Ausdehnungskoeffizienten, allerdings ist die Zugfestigkeit von DYNEEMA höher, was einen kleineren Durchmesser und damit eine niedrigere Biegesteifigkeit ermöglicht. Zudem nimmt die DYNEEMA-Faser wesentlich weniger Feuchtigkeit auf, ist sehr lange haltbar und hat eine höhere Beständigkeit gegen Abrieb, UV-Strahlen und Chemikalien als KEVLAR. Mehr Informationen zur Herstellung und zu den Eigenschaften von textilen Fasern sowie zu ihrer Verwendung können [DENNINGER 2009] und [BUNSELL 2018] entnommen werden. Die untersuchten Fäden sind in Abb. 5.11 vergleichend zusammengestellt.

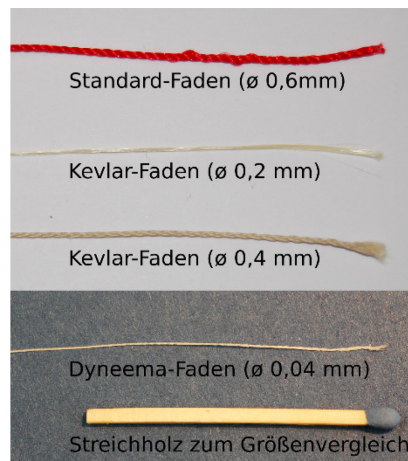


Abb. 5.11: Untersuchte Fäden

In Abb. 5.12 sind die Ergebnisse der ermittelten Neigungsdifferenzen in der x -Achse für einige ausgewählte Versuche dargestellt. Da die Neigung des Tisches nur in einer Richtung (Rotation um die y -Achse) erfolgte, waren die resultierenden Neigungsdifferenzen in der y -Achse sehr gering (bei allen Versuchen in etwa um Faktor 10 kleiner). Sie werden daher nicht weiter betrachtet.

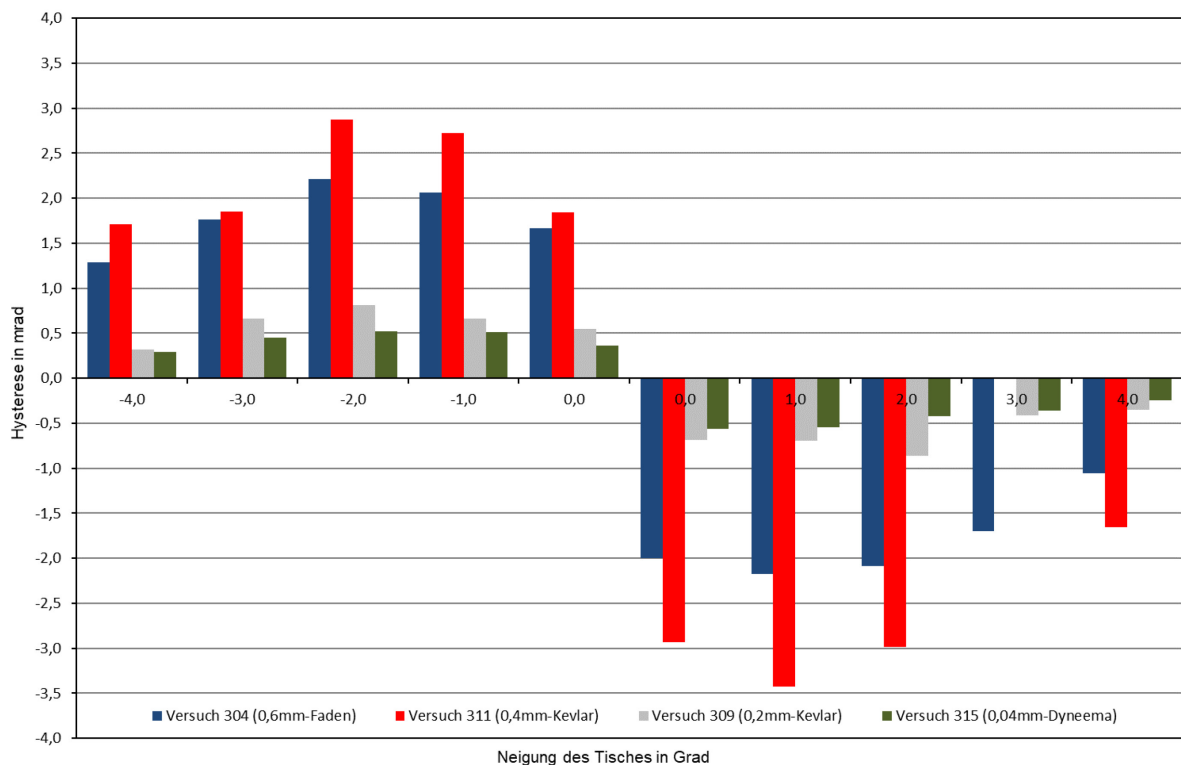


Abb. 5.12: Hysteresis bei verschiedenen Fadenmaterialien

Versuch 304 (blau) zeigt die Ergebnisse bzgl. des in den vorangegangenen Versuchen eingesetzten Standard-Fadens ($\varnothing$ 0,6 mm), der eine mittlere Hysteresis von ca. 1,8 mrad ($0,10^\circ$) aufweist. Diese Ergebnisse sind allerdings nur bedingt mit denen in Abb. 5.4 vergleichbar, da nun drei anstelle von zwei Fäden verwendet wurden und die Masse des Schwerependels nur ungefähr halb so groß ist. Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse der Versuche mit KEVLAR-Fäden

(311, rot und 309, grau) zeigt, dass ein kleinerer Fadendurchmesser die Wiederholgenauigkeit stark beeinflusst. Bei gleichem Material liegt dann eine niedrigere Biegesteifigkeit des Fadens vor, sodass sich die mittlere Hysterese von ca. 2,2 mrad ($0,13^\circ$) auf 0,6 mrad ($0,03^\circ$) verkleinert. Die geringsten Differenzen zwischen den Neigungswerten aus Hin- und Rückmessung konnten für den DYNEEMA-Faden mit einem Durchmesser von 0,04 mm ermittelt werden (Versuch 315, grün). Der Mittelwert der Absolutbeträge beträgt 0,4 mrad ($82''$).

Aufgrund der Ergebnisse und der positiven Eigenschaften ist ein DYNEEMA-Faden von allen untersuchten Fäden am besten für die Konstruktion eines Schwerependels geeignet.

5.3 Untersuchungen zum Spektrometer

5.3.1 Wahl des Auswertealgorithmus, Funktionsbetrachtung

Die bestmögliche Analyse der im Spektrum enthaltenen Spektrallinien bzw. Peaks erfolgt, wie in Abschnitt 3.7 beschrieben, durch eine Interpolation des Messsignals (Spektrum mit Wellenlängen λ und zugehörigen Intensitätswerten I) mit GAUß-, LORENTZ- und VOIGT-Funktionen bzw. mit einer Kombination dieser Funktionen. Aus den Funktionsparametern wird dann die charakterisierende Wellenlänge des Peaks abgeleitet. Die genannten Funktionen unterscheiden sich in der Approximation des Bereichs um den Maximalpunkt und der Steigung der zugehörigen Flanken. Die Auswertung des Messsignals des Neigungssensors soll sich auf die Anwendung von GAUß- oder LORENTZ-Funktionen beschränken. VOIGT-Funktionen und verschiedene Funktionskombinationen eignen sich besser für steile Flanken mit Peakspitzen, wie Abb. 3.21 in Abschnitt 3.7 zeigt. Im Folgenden soll ein Vergleich der beiden Funktionen (GAUß und LORENTZ) an ca. 1000 zufällig ausgewählten Spektrometermessungen gezeigt werden.

Die Spektrometermessungen erfolgten mit dem in Kapitel 6 beschriebenen prototypischen Funktionsmuster im Geodätischen Labor. Über einen Zeitraum von wenigen Tagen wurden 994 Spektren aufgezeichnet. Dabei wurde weder eine konkrete Neigung des Sensors vorgegeben noch definierte Umgebungsbedingungen realisiert. Basierend auf dem Messprinzip des Neigungssensors selektiert das geometrische Muster aufgrund seiner Geometrie zwei Teile des Spektrums, sodass im Messsignal jeweils zwei Peaks dominieren. In Abb. 5.13 ist das bei einer Wellenlänge von ca. 590 nm und 650 nm der Fall. Auf die Filterung und Normierung des Messsignals soll an dieser Stelle nicht weiter eingegangen werden. Eine Beschreibung dieser Schritte erfolgt in Abschnitt 6.4.

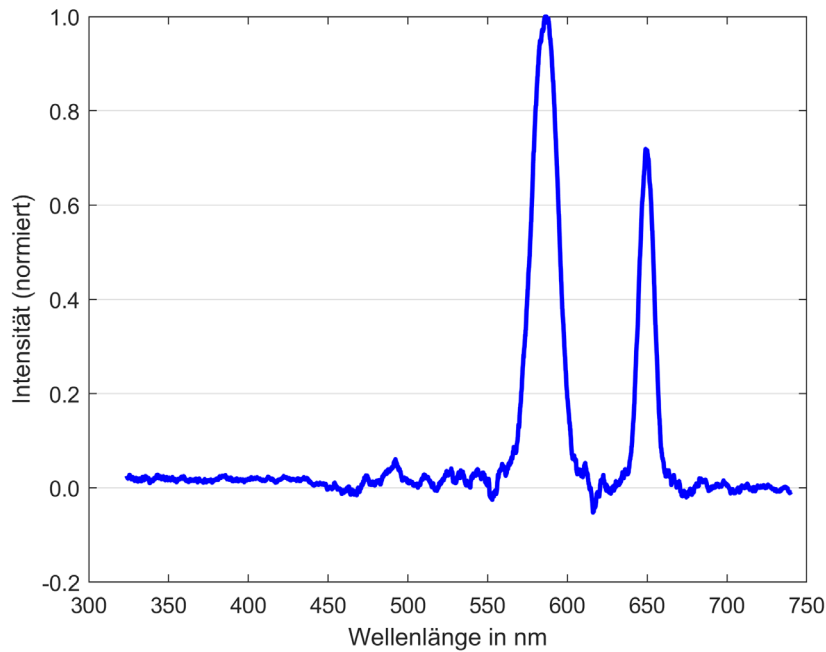


Abb. 5.13: Spektrum einer Spektrometermessung

Die beiden Peaks werden jeweils mit einer GAUß- und einer LORENTZ-Funktion approximiert, von denen anschließend das Funktionsargument des maximalen Funktionswertes als charakterisierende Wellenlänge des Peaks sowie deren Standardabweichung bestimmt werden.

In Anlehnung an die Formel für die GAUßsche Normalverteilung [NIEMEIER 2008, S. 36] wird der folgende Ansatz zur Berechnung einer den Peak beschreibenden GAUß-Funktion gewählt:

$$I = a + \frac{b}{c \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(\lambda - \lambda_G)^2}{2c^2}}, \quad (5.1)$$

mit I = Intensitätswert zur Wellenlänge λ

λ = Wellenlänge

λ_G = zu bestimmendes Intensitätsmaximum der Funktion

a, b, c = zu bestimmende Kenngrößen der Verteilungsfunktion

Die Berechnung einer den Peak approximierten LORENTZ-Funktion erfolgt, abgeleitet von der allgemeinen Formel der LORENTZ-Verteilung [BOHM & ZECH 2020, S. 22], mit

$$I = d + \frac{e}{\pi} \cdot \frac{f}{(\lambda - \lambda_L)^2 + f^2}, \quad (5.2)$$

wobei hier d, e, f die zu bestimmenden Kenngrößen der Verteilungsfunktion und λ_L das zu bestimmende Intensitätsmaximum der Funktion sind. Die Kenngrößen λ_G bzw. λ_L entsprechen den gesuchten charakterisierenden Wellenlängen des Peaks.

Die Kenngrößen a, b, c und λ_G bzw. d, e, f und λ_L werden jeweils als Unbekannte in einer Ausgleichung nach vermittelnden Beobachtungen berechnet, wobei die Intensitätswerte I die Verbesserungen erhalten [NIEMEIER 2008, S. 129ff]. Beispielhaft zeigt Abb. 5.14 ein Ergebnis der Ausgleichungen.

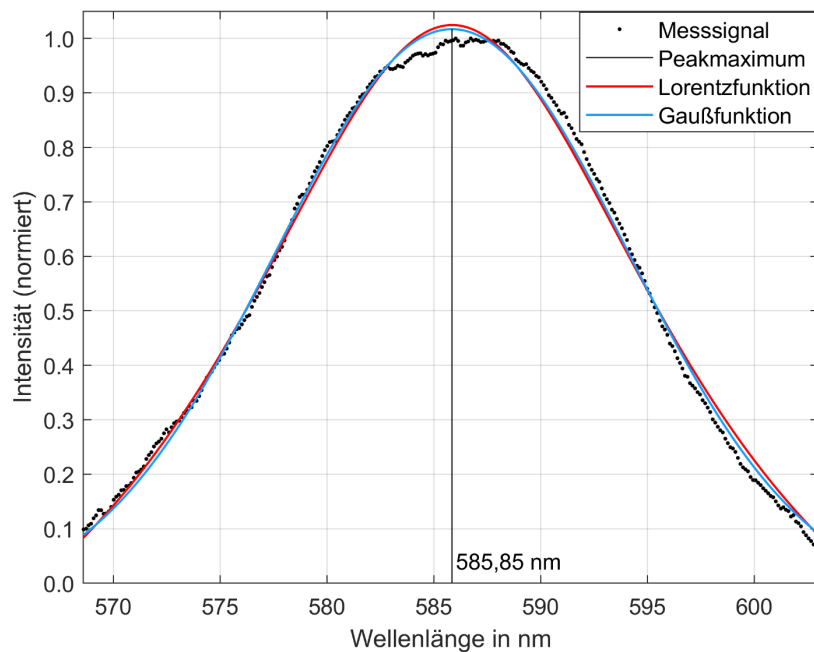


Abb. 5.14: Approximation eines Peaks mit GAUß- und LORENTZ-Funktion

Die Funktionsverläufe sind sehr ähnlich und lassen sich kaum unterscheiden. Lediglich ein etwas steilerer Verlauf der Flanken der GAUß- gegenüber der LORENTZ-Funktion kann festgestellt werden. Diese Ähnlichkeit zeigt sich auch in den Funktionswerten. Die Funktionsargumente der maximalen Funktionswerte unterscheiden sich in diesem Beispiel mit 585,843 nm (GAUß) und 585,856 nm (LORENTZ) lediglich um 0,013 nm. Die Standardabweichung der Wellenlänge ist mit 0,018 nm bei der GAUß-Funktion geringer als bei der LORENTZ-Funktion (0,024 nm).

Diese Aussagen treffen im Allgemeinen auch auf die überwiegende Mehrheit der Ergebnisse aller Messungen zu. Die mit der GAUß-Funktion ermittelten Wellenlängen sind im Mittel 0,007 nm größer als die aus der LORENTZ-Funktion abgeleiteten. Dabei betragen die Standardabweichungen der Wellenlängen im Mittel 0,018 nm (GAUß) sowie 0,020 nm (LORENTZ); sie unterscheiden sich unwesentlich um 0,002 nm zugunsten der GAUß-Funktion (Abb. 5.15). Es besteht also kein signifikanter Unterschied zwischen den Funktionen, was ein *t*-Test bestätigt.

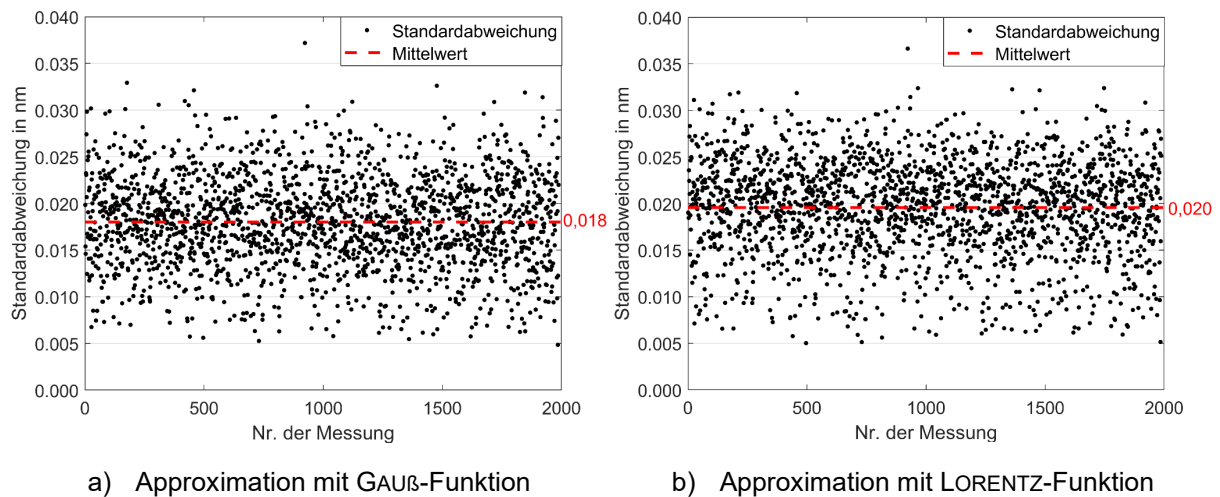


Abb. 5.15: Standardabweichungen der charakterisierenden Wellenlängen der Peaks als Ergebnis der Approximation mit verschiedenen Funktionen

Im Rahmen dieser Arbeit wird für die Wellenlängenbestimmung in Spektrometermessungen die Verwendung einer mit Gleichung (5.1) ermittelten ausgleichenden GAUß-Funktion gewählt. Obwohl die Ergebnisse nicht signifikant besser sind, sprechen eine geringere Standardabweichung und eine etwas einfachere Implementierung für ihre Verwendung. Wie sich zudem in weiteren Versuchen zeigt, ist sie robuster in der Anwendung, da die LORENTZ-Funktion präzisere Startwerte für die Ausgleichung benötigt, um zu konvergieren.

5.3.2 Referenzmessung

Zunächst wurde die Funktionsfähigkeit des Spektrometers CCS100 (siehe Abschnitt 6.2.4) im Hinblick auf Arbeitsbereich und Genauigkeit überprüft. Dabei wurde ein bekanntes Spektrum gemessen und die charakterisierende Wellenlänge der Spektrallinie bestimmt. Als Referenzgerät diente der Laserkopf HP 5519A des Laserinterferometersystem HP 5529A. Das Interferometersystem wird zur hochgenauen Durchführung von Strecken, Winkel-, Geradheits-, Rechtwinkligkeits- und Parallelitätsmessungen vorwiegend im Labor, aber auch in der Industrie verwendet. Der Laserkopf beinhaltet einen Helium-Neon-Laser, der ein sehr präzises, konstantes Spektrum im nahen infraroten Bereich erzeugt. Die charakterisierende Wellenlänge der Spektrallinie beträgt 632,991354 nm bei einer Genauigkeit von 0,1 ppm und einer kurzzeitigen (1 h) Wellenlängenstabilität von 0,002 ppm [HEWLETT PACKARD 1994].

Für den Versuch im Geodätischen Labor wurde der Laserkopf so positioniert, dass der ausgesendete Laserstrahl in etwa senkrecht auf den Messsignaleingang des Spektrometers trifft. Das Spektrum wurde anschließend mit der CCS100-Herstellersoftware aufgezeichnet. Der Aufbau ist in Abb. 5.16 mit einem visualisierten Laserstrahl dargestellt.

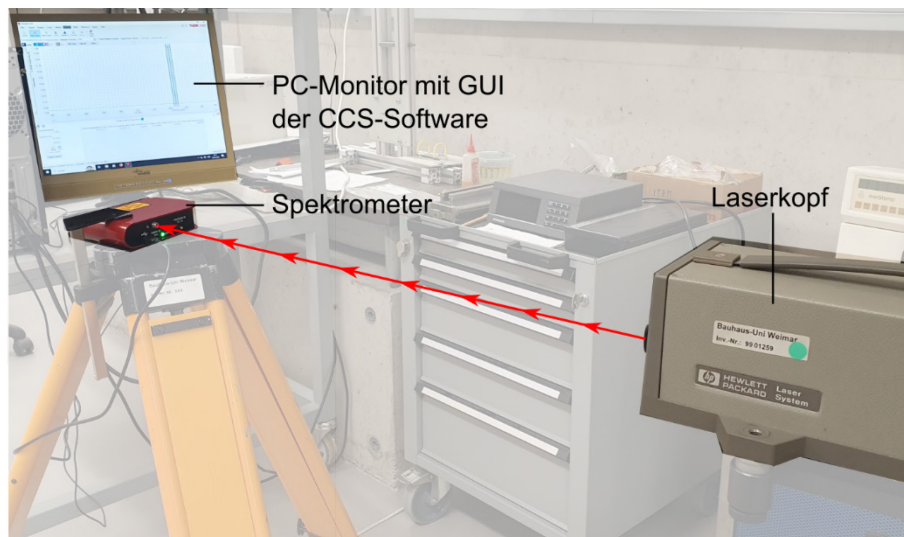


Abb. 5.16: Messung des Referenzspektrums

Das gemessene Spektrum umfasst den Spektralbereich von 321,540 bis 742,620 nm. Ein Ausschnitt ist in Abb. 5.17 dargestellt.

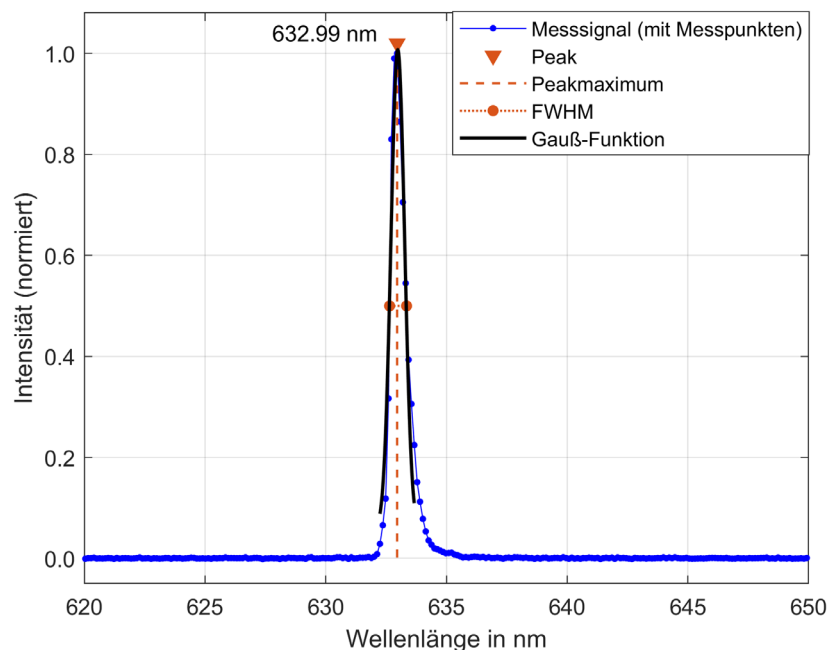


Abb. 5.17: Bestimmung der Spektrallinie mittels Gauß-Funktion

Der Peak bei ca. 633 nm wurde mithilfe der zuvor beschriebenen GAUß-Funktion ausgewertet und die charakterisierende Wellenlänge des Peaks mit 632,990 nm bei einer Standardabweichung von 0,017 nm bestimmt. Als Ergebnis der Untersuchung ergibt sich somit eine Abweichung von ca. 0,001 nm der ermittelten Wellenlänge bzgl. der Referenzwellenlänge des Laserkopfes. In Anbetracht der ermittelten Standardabweichung in der Bestimmung der Wellenlänge von 0,017 nm ist kein signifikanter Unterschied festzustellen, was ein *t*-Test bestätigt. Das Ergebnis wird auch unter Beachtung der Auflösung des Spektrometers von ca. 0,1 nm als sehr gut eingeschätzt. Eine ausreichend präzise Bestimmung der Wellenlänge ist folglich möglich.

5.3.3 Umwelteinflüsse

In Untersuchungen, die in früheren Forschungsvorhaben durchgeführt wurden, wurde bereits ausführlich auf den Einfluss von äußeren Parametern, wie Lufttemperatur und Luftfeuchtigkeit, auf faseroptische Messungen eingegangen. Dabei wurden mithilfe von zwei Klimaschränken unterschiedliche Umweltbedingungen für einen Lichtwellenleiter und für ein Spektrometer realisiert. Wechselseitig wurde eine Einheit im ersten Klimaschrank unterschiedlichen klimatischen Bedingungen (Lufttemperatur, Luftfeuchtigkeit) ausgesetzt, während im zweiten Klimaschrank mit der anderen Einheit konstante Umweltbedingungen herrschten.

Ein Ergebnis dieser Untersuchungen ist, dass es zu keiner Änderung des Spektrums, welches durch den Lichtwellenleiter transportiert wird, durch Änderung der Luftfeuchte am Spektrometer in dessen Arbeitsbereich von 40 % bis 60 % erfolgt. Jedoch hat eine Änderung der Lufttemperatur am Spektrometer (Arbeitsbereich: 15 °C bis 35 °C) eine signifikante Änderung der im Spektrum dominierenden Spektrallinie zur Folge.

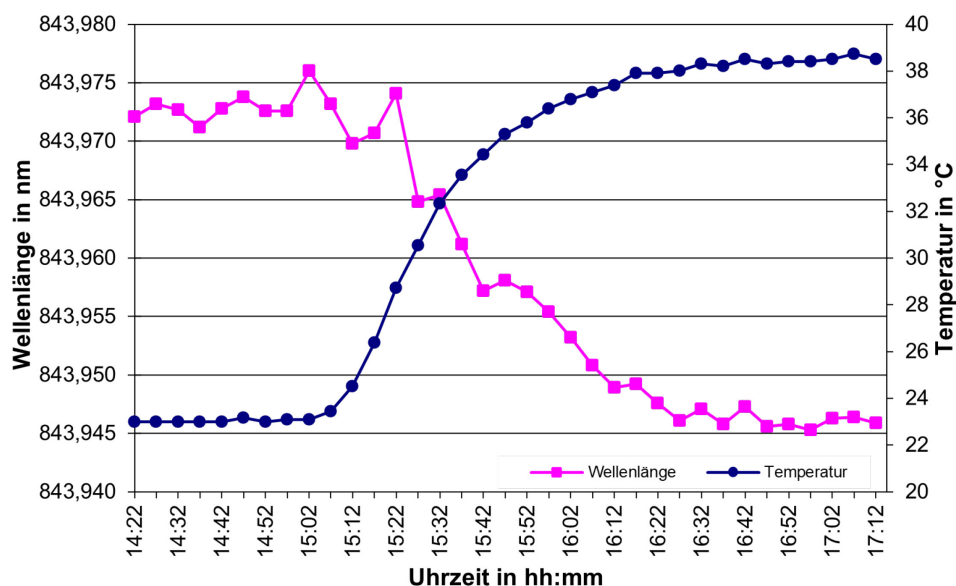


Abb. 5.18: Temperaturabhängigkeit des Spektrometers

Obwohl die werkseitig vorgegebene Korrektur der Messwerte mit der intern gemessenen Temperatur des Spektrometers berücksichtigt worden ist, ändern sich die Messwerte für die charakterisierende Wellenlänge des Peaks im Temperaturbereich von 23 °C bis 38,5 °C um –30 pm, also um –1,7 pm/K (Abb. 5.18). Da dieser Einfluss nicht zu vernachlässigen ist, sollte entweder die werkseitig implementierte Temperaturkorrektur überprüft oder das Spektrometer annähernd temperaturkonstant betrieben werden.

Bei Änderungen der Luftfeuchtigkeit am Lichtwellenleiter zwischen 25 % und 95 %, treten Schwankungen der im Spektrum dominierenden Spektrallinie von wenigen Pikometern auf. Zum einen kommen in der Praxis derartig große Änderungen der Luftfeuchtigkeit sehr selten vor und zum anderen können die Lichtwellenleiter durch verschiedene Beschichtungen gegen derartige Umwelteinflüsse gezielt geschützt werden. Daher wird der Einfluss von Änderungen der Luftfeuchtigkeit am Lichtwellenleiter als vernachlässigbar gering eingeordnet.

Inwieweit Spektrometermessungen durch unterschiedliche Luftdruckwerte und durch elektromagnetische Felder beeinflussbar sind, konnte nicht ermittelt werden, da entsprechende Versuchseinrichtungen nicht verfügbar waren.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Änderung der Lufttemperatur am Spektrometer ($\Delta T \sim 20\text{ °C}$) zwar eine signifikante Änderung der im Spektrum dominierenden Spektrallinie nach sich zieht, diese jedoch mit ca. $-0,0017\text{ nm/K}$ für die in dieser Arbeit beschriebene Verwendung als sehr gering bewertet wird.

5.3.4 Einfluss der Integrationszeit

Parameter wie die Intensität der Lichtquelle, das Reflexionsvermögen des Hohlspiegels, die Effektivität des Beugungsgitters und die Dämpfungswerte der eingesetzten Fasern verändern die Intensität der zu messenden Wellenlängen. Daher kann die Empfindlichkeit der CCD-Zeile mithilfe der Integrationszeit, was mit einer Belichtungsdauer vergleichbar ist, angepasst werden.

In einem früheren Forschungsvorhaben wurde untersucht, inwieweit die Integrationszeit und damit die gemessene Intensität des Signals einen Einfluss auf die Genauigkeit der Auswertung der Spektren haben [GEBHARDT & SCHWARZ 2009]. Dabei wurde das FBG-Spektrometer des IPHT Jena (siehe Abb. 3.18 in Abschnitt 3.6) verwendet, bei dem Integrationszeiten von 1,3 ms bis 6,4 s eingestellt werden können. Ein Messspektrum besteht aus 1024 wellenlängenabhängigen Intensitätswerten, wobei die Auflösung der Digitalisierungswerte der CCD-Zeile mit 14 bit erfolgt. Bei den durchgeführten Versuchen wurden das Spektrometer und der angeschlossene Lichtwellenleiter, der fünf FBG-Sensoren beinhaltet, bei konstanter Temperatur (20 °C) gehalten, sodass von einem konstanten Spektrum ausgegangen werden kann. Die Messung der Spektren erfolgte für 30 verschiedene Integrationszeiten zwischen 5 ms und 160 ms (5 ms Schrittweite). Messungen mit Zeiten außerhalb des betrachteten Bereiches zeigten entweder vollständiges weißes Rauschen oder übersteuerte Signale (Messwerte außerhalb des erlaubten Eingangsbereiches), sodass eine Auswertung dieser Messungen keine aussagekräftigen Ergebnisse liefern würde. Pro Intensitätsstufe wurden jeweils 10 Messungen aufgezeichnet. Aus diesen wurde für jedes FBG die Wellenlänge und der maximale Intensitätswert der den Peak beschreibenden GAUß-Funktion mit der Gleichung (5.1) bestimmt. Da sich die Resultate der einzelnen FBG nicht signifikant voneinander unterscheiden, wird im Folgenden stellvertretend für alle nur auf die Ergebnisse für ein FBG eingegangen. In Abb. 5.19 sind die aus 10 Einzelwerten berechneten Wellenlängen sowie die Standardabweichungen einer Einzelmessung in Abhängigkeit der Integrationszeiten bzw. der korrespondierenden normierten Intensitätswerte dargestellt.

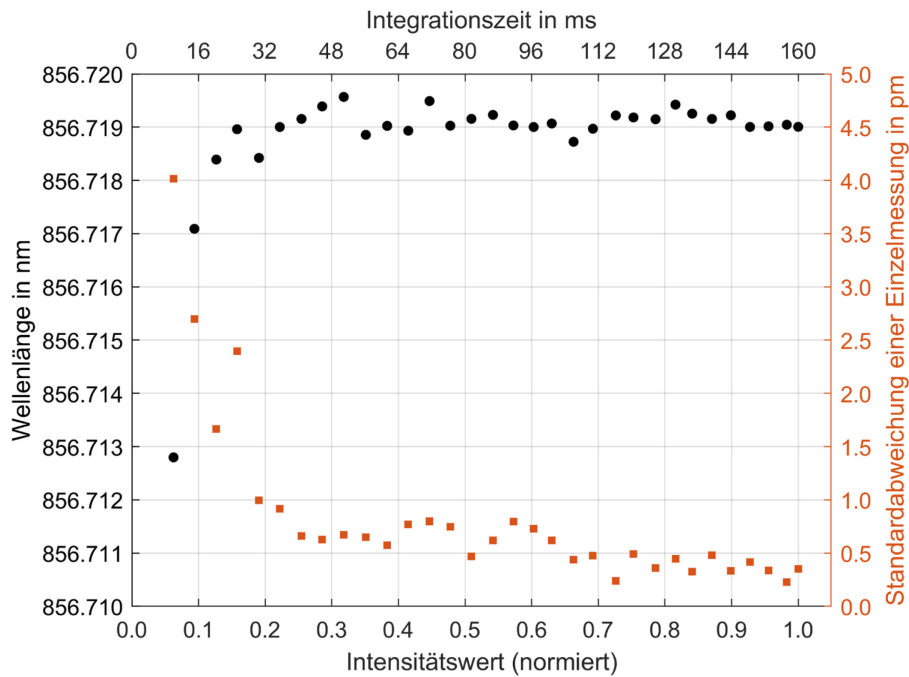


Abb. 5.19: Wellenlängen sowie ihre Standardabweichungen bei verschiedenen Intensitätswerten

Die Intensitätswerte erhöhen sich mit aufsteigender Integrationszeit von 0,06 bis zum maximalen Wert von 1. Es zeigt sich, dass die berechneten Wellenlängen ab einer Intensität von $> 0,2$ nahezu konstant bei 856,719 nm liegen. Die Abweichungen zum Mittelwert sind deutlich unter 1 pm. Die entsprechenden Standardabweichungen verringern sich mit zunehmendem Intensitätswert von ca. 4,0 pm auf $< 0,5$ pm, wobei die Abnahme ab einer Intensität von 0,2 nur noch geringfügig ist. Der maximale Intensitätswert des Peaks sollte demnach mindestens 20 % des maximalen Intensitätsbereiches betragen, um eine ausreichend gute Wellenlängenbestimmung zu ermöglichen. Die Integrationszeit sollte dementsprechend ausreichend hoch gewählt werden. Eine höhere Integrationszeit verringert die Standardabweichung des Intensitätswertes nur noch geringfügig. Ab einem Intensitätswert von 65 % sind keine Veränderungen mehr zu beobachten. Das Signalrauschen liegt bei einem mittleren Intensitätswert von ca. 4 %.

Es lässt sich folglich festhalten, dass ein nicht zu vernachlässigender Einfluss der Integrationszeit auf die Messungen existiert. Für dieses Beispiel ist eine Integrationszeit von mindestens 30 ms mit einer resultierenden normierten Intensität von 0,2 zu wählen, um konstant gute Ergebnisse in der Wellenlängenmessung zu erhalten. Der maximale Intensitätswert der zu bestimmenden Wellenlänge sollten demnach mindestens 20 % des maximalen Intensitätsbereiches entsprechen. Eine weitere Erhöhung der Integrationszeit verbessert die Ergebnisse nur geringfügig. Die Integrationszeit ist zudem so zu wählen, dass es zu keiner Übersteuerung kommt, d. h., dass die maximalen Intensitätswerte nicht außerhalb des zulässigen Maximalbereiches liegen. Diese Aussagen können auf das für die Messung eingesetzte Spektrometer CCS100 der Firma THORLABS (siehe Abschnitt 6.5) übertragen werden, da in stichprobenartigen Vergleichsmessungen gleichartige Ergebnisse ermittelt wurden.

6 Realisierung eines prototypischen Funktionsmusters

Um das Konzept eines zweiachsigen faseroptischen Neigungssensors zu validieren, wurde ein prototypisches Funktionsmuster realisiert. Die wesentlichen Komponenten des Sensors sind, wie in Kapitel 4 vorgestellt, die Lichtquelle, das optische Gitter, das Schwerependel einschließlich seiner Aufhängung, das geometrische Muster und die Auswerteeinheit zur Wellenlängenbestimmung (Spektrometer). Im Vorfeld mussten Randbedingungen festgelegt werden, um einige Kenngrößen des Sensors abzuleiten, die zur Auswahl der Sensorkomponenten und zum konstruktiven Aufbau wichtig sind. Werden z. B. der Messbereich und die angestrebte Messgenauigkeit des Neigungssensors festgelegt, können die Gitterkonstante des optischen Gitters, der notwendige spektrale Bereich der Lichtquelle sowie der Einfallswinkel des Lichtstrahls bestimmt werden. Dies ist umgekehrt natürlich auch möglich.

Zunächst werden die definierten Randbedingungen vorgestellt, denen neben den allgemeinen Anforderungen für Messungen in Monitoringprogrammen beispielhaft ein praktischer Anwendungsfall zugrunde liegt. Daran orientierte sich die Auswahl für die nachfolgend einzeln beschriebenen Komponenten, aus denen ein prototypisches Funktionsmuster im Maßstab 2:1 gefertigt wurde. Dabei wurden neben den Ergebnissen der mathematischen Modellierung (Abschnitt 4.2) auch die Resultate der experimentellen Voruntersuchungen (Kapitel 5) genutzt. Eine Anpassung an andere Randbedingungen ist problemlos möglich.

Abschließend erfolgt eine Beschreibung der erstellten Auswerteroutine, um aus dem gemessenen elektromagnetischen Spektrum die neigungsabhängigen Wellenlängen zu bestimmen. Dabei bilden die Ausführungen in Abschnitt 3.7 die Grundlage.

6.1 Definition der Randbedingungen

Bei der Auswahl der Komponenten und für die Dimensionierung der Sensorgeometrie wurde sich beispielhaft an Inklinometerrohren der GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR BAUMESSTECHNIK mbH orientiert, die u. a. zum Monitoring von rutschungsgefährdeten Hängen und Böschungen sowie von Dämmen in setzungsgefährdeten Gebieten eingesetzt werden [GLÖTZL 2023]. Darin kommen bisher elektronische Neigungssensoren zum Einsatz. Ist das Einsatzgebiet schwer zugänglich oder das Gefahrenpotential sehr hoch, ist eine sichere, kontinuierliche Erfassung der Neigungsmesswerte erforderlich. Dafür werden langzeitstabile und störunanfällige Sensoren benötigt, die gegenüber elektromagnetischen Feldern immun sind und unter rauen Umgebungsbedingungen zuverlässig arbeiten können.

Wie bereits gezeigt, ist für die Neigungsmessung in Monitoringprogrammen, bei denen die statische, kontinuierliche Überwachung von Ingenieurbauwerken, geotechnischen Anlagen sowie Produktionsanlagen im Vordergrund steht, ein maximaler Messbereich von $\pm 5^\circ$ und eine Messauflösung von etwa 0,1 mrad (21") oftmals ausreichend (siehe Abschnitt 2.4). Die Messwerterfassung soll mit einem Messwert je Sekunde (1 Hz) möglich sein, was im Vergleich zu den in Kapitel 2 genannten Neigungsmesssystemen bzw. Anwendungen typisch und ausreichend ist.

Es muss nun geklärt werden, welche physikalischen Parameter die optischen Komponenten, wie z. B. das Beugungsgitter, die Lichtquelle und die Auswerteeinheit besitzen müssen, um die geforderte Messauflösung und den geforderten Messbereich zu erreichen. Dies wird im Folgenden im Rahmen einer Abschätzung durchgeführt.

Wellenlängenbereich

Mit dem angenommenen Messbereich des Neigungssensors von $\pm 5^\circ$ und der Modellierung des geometrischen Musters in Abschnitt 4.2.5 ergibt sich mit der Gleichung (4.18) ein maximaler Beugungswinkel α_g von 10° , was einen Öffnungswinkel des gebeugten Lichts im verfügbaren Wellenlängenbereich von idealerweise 20° zur Folge hat (vgl. Abb. 4.4). Aus der Gleichsetzung der angestrebten Messauflösung in der Neigungsbestimmung von $0,1 \text{ mrad}$ ($21''$ bzw. $0,005^\circ$) mit einer, resultierend aus den Ergebnissen in Abschnitt 3.6, konservativen Festlegung von $0,1 \text{ nm}$ als Auflösung in der Wellenlängenmessung ergibt sich bei dem genannten Öffnungswinkel des gebeugten Lichts ein Wellenlängenbereich $\Delta\lambda$ von

$$\Delta\lambda = \frac{0,1 \text{ nm}}{0,005^\circ} \cdot 20^\circ = 400 \text{ nm} . \quad (6.1)$$

Nach den Ausführungen in Abschnitt 3.6 erscheint eine Steigerung der Auflösung in der Wellenlängenbestimmung mit geeigneten Auswertelgorithmen möglich. Kann diese z. B. um den Faktor 2 verbessert werden, halbiert sich der Wellenlängenbereich auf 200 nm . Es soll daher für die folgenden Betrachtungen ein Näherungswert von 300 nm verwendet werden.

Gitterkonstante des Beugungsgitters

Aus der Gleichung (4.12) ergeben sich mit der Definition (4.1) die nachfolgenden Gleichungen für die Extrema des maximal nutzbaren Wellenlängenbereichs

$$\left. \begin{aligned} \lambda_{\max} &= \frac{g}{m} (\sin \alpha_g - \sin \alpha_e) \text{ und} \\ \lambda_{\min} &= \frac{g}{m} (\sin(-\alpha_g) - \sin \alpha_e) \end{aligned} \right\} \quad (6.2)$$

Aus (6.2) folgt für den Wellenlängenbereich

$$\Delta\lambda = \lambda_{\max} - \lambda_{\min} = \frac{2g}{m} \sin \alpha_g \quad (6.3)$$

und für die Gitterkonstante

$$g = \frac{m\Delta\lambda}{2 \sin \alpha_g} . \quad (6.4)$$

Dabei entspricht die Differenz der Extrema dem maximal nutzbaren Wellenlängenbereich $\Delta\lambda$. Der spektrale Bereich ist folglich direkt proportional zur Gitterkonstanten. Für einen geforderten Wellenlängenbereich $\Delta\lambda$ von 300 nm und einen maximalen Beugungswinkel α_g von 10° ergibt sich mit Gleichung (6.4) eine Gitterkonstante g von $0,86 \text{ }\mu\text{m}$. Das entspricht einem Beugungsgitter mit ca. 1160 Spalten/Strichen je mm . Dabei wird die 1. Beugungsordnung ($m = 1$) angenommen, da sie die höchste Intensität aller Nebenmaxima ($m \neq 0$) aufweist (vgl. Abschnitt 3.4).

Untere Grenze des Wellenlängenbereichs

Aus der Addition der Gleichungen (6.2) folgt für den Einfallswinkel

$$\alpha_e = \arcsin\left(-\frac{m}{2g}(\lambda_{\min} + \lambda_{\max})\right). \quad (6.5)$$

Unter Beachtung des Definitionsbereiches des Arcussinus $[-1, +1]$ und für $m = 1$ gilt

$$\lambda_{\min} + \lambda_{\max} \leq 2g, \quad (6.6)$$

d. h., dass die Summe der Extrema des maximal nutzbaren Wellenlängenbereichs nicht größer sein kann als das Doppelte der Gitterkonstanten. Mit

$$\lambda_{\max} = \lambda_{\min} + \Delta\lambda \quad (6.7)$$

ergibt sich die Gleichung (6.6) zu

$$2\lambda_{\min} + \Delta\lambda \leq 2g \Leftrightarrow \lambda_{\min} \leq g - \frac{\Delta\lambda}{2}. \quad (6.8)$$

Aus der Gleichung (6.8) und der zuvor bestimmten Gitterkonstanten von $0,86 \mu\text{m}$ wird eine untere Grenze des Wellenlängenbereiches von $\lambda_{\min} \leq 710 \text{ nm}$ berechnet. Allerdings beträgt in diesem Grenzfall der Einfallswinkel $\alpha_e = 90^\circ$, sodass dieser Wert nur rechnerisch als maximal möglicher Wert betrachtet werden kann. Die minimal mögliche Wellenlänge muss folglich kleiner als 710 nm sein.

Geometrische Dimensionierung

Für den Einsatz eines Neigungssensors in Inklinometerrohren der GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR BAUMESSTECHNIK mbH sollte die äußere Geometrie einem Zylinder mit einem Durchmesser von etwa 50 mm (ca. 2 Zoll) entsprechen. Für die labormäßigen Untersuchungen wurde sich aufgrund einer besseren Handhabbarkeit auf einen Maßstab von $2:1$ für den Bau des Funktionsmusters entschieden. Damit ergibt sich ein Außendurchmesser von ca. 100 mm .

Zusammenfassung

In Tab. 6.1 sind die abgeleiteten Randbedingungen zusammengefasst, mit denen die Auswahl der Sensorkomponenten und der konstruktive Aufbau eines prototypischen Funktionsmusters erfolgte.

Tab. 6.1: Randbedingungen des Funktionsmusters

Bezeichnung der Bedingung	Wert
Maximaler Messbereich β_{Mb}	$\pm 5^\circ$
Angestrebte Messauflösung	$0,1 \text{ mrad}$ ($21''$, $0,005^\circ$)
Wellenlängenbereich $\Delta\lambda$	300 nm
Gitterkonstante g	$0,86 \mu\text{m}$ (ca. 1160 L/mm)
Minimal mögliche Wellenlänge $\lambda_{\min}$	$< 710 \text{ nm}$
Äußere Sensorgeometrie	Zylinderform mit $\varnothing \approx 100 \text{ mm}$ (ca. 4 Zoll)

6.2 Ausgewählte Komponenten

Im folgenden Abschnitt werden die Komponenten vorgestellt, mit denen anschließend der Bau eines Funktionsmoduls erfolgte. Bei der Auswahl aus dem am Markt verfügbaren Portfolio wurde sich an den in Tab. 6.1 genannten Randbedingungen orientiert und auf ein gutes Preis-Leistungs-Verhältnis geachtet. Zudem wurde auf eine gute Kompatibilität der einzelnen Komponenten untereinander Wert gelegt.

6.2.1 Lichtquelle

Aufgrund der besonders hohen Dämpfungsverluste in der Signalübertragung mit Lichtwellenleitern im UV-Bereich (vgl. Abschnitt 3.2) sollte die minimale Wellenlänge des zu verwendenden Spektrums mindestens 400 nm betragen. Der Maximalwert der unteren Grenze des Wellenlängenbereichs beträgt wie gezeigt 710 nm. Für den Wellenlängenbereich, für den das Messsystem prototypisch realisiert werden soll, ergibt sich folglich der VIS-Bereich. Ein positiver Effekt ist, dass dadurch der Aufbau bzw. die visuelle Einrichtung des Sensors wesentlich einfacher ist als bei der Verwendung von Licht im IR- oder UV-Bereich.

Unter den genannten Forderungen und dem Streben nach preiswerter Sensorik wurde sich für den Einsatz der MWWHF1 Fiber-Coupled High-Power LED als Lichtquelle entschieden (Abb. 6.1). Der spektrale VIS-Bereich ist für die definierten Randbedingungen zutreffend und die Bandbreite des Spektralbereiches (ca. 300 nm) ist ausreichend (Abb. 6.2). Zudem ist die Lichtquelle mit einer Größe von $47 \times 35 \times 32 \text{ mm}^3$ kompakt und mit einer typischen Ausgangsleistung von 7 mW bei 3,5 V ausreichend leistungsstark [MWWHF1 2016]. Die LED ermöglicht den Anschluss einer PCF-Faser mit einer maximal zulässigen NA von 0,39.



Abb. 6.1: MWWHF1 Fiber-Coupled LED

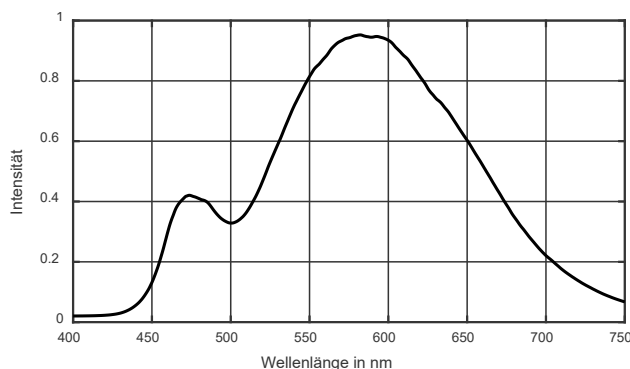


Abb. 6.2: MWWHF1 Spektrum

Die Lichtintensität ist zwar wellenlängenabhängig, jedoch wird eine gleichmäßig über den gesamten Spektralbereich verteilte Lichtintensität, wie sie z. B. die SUPERKCOMPACT der Firma NKT PHOTONICS TECHNOLOGY GmbH realisiert [SUPERKCOMPACT 2024], bisher als nicht zwingend angenommen. Inwieweit die Bestimmgenauigkeit einer Wellenlänge eventuell mit zunehmender Lichtintensität gesteigert werden kann, muss noch in weiteren Untersuchungen geklärt werden. Jedoch lässt sich anhand der Versuche, die mit dem Spektrometer durchgeführt wurden (vgl. Abschnitt 5.3), erkennen, dass die Intensitätswerte einer zu bestimmenden Wellenlänge mindestens 20 % des maximalen Intensitätsbereiches entsprechen sollten. Eine weitere Steigerung der Intensität verbessert die Ergebnisse nur sehr geringfügig. Ab einer Intensität

von ca. 60 % des Intensitätsmaximums ist keine Verbesserung erkennbar. Demnach sollte ein Wellenlängenbereich von mindestens 250 nm nutzbar sein.

6.2.2 Beugungsgitter

Aus dem am Markt verfügbaren breiten Portfolio an optischen Gittern, wurde sich für ein holographisches Reflexionsgitter auf einer Trägerfolie entschieden [3DAG 2022]. Für ein Reflexionsgitter spricht die höhere Beugungseffizienz im Vergleich zu Transmissionsgittern. Bei Blaze-Gittern liegt der Vorteil einer noch höheren Beugungseffizienz nur im Bereich der Blaze-Wellenlänge vor, sodass dies bei dem Wellenlängenbereich von ca. 300 nm nicht relevant ist. Ein holographisches Reflexionsgitter weist gegenüber mechanischen ein schwächeres Streulicht auf und kann auf verschiedene Träger appliziert werden. Der Vorteil einer Ausführung des Gitters in Folienform liegt in einer guten Adaptierbarkeit an das Funktionsmuster. In Abb. 6.3 ist das holographische Reflexionsgitter der Firma 3D AG dargestellt, in dem sich das Spektrum der Deckenbeleuchtung abbildet.

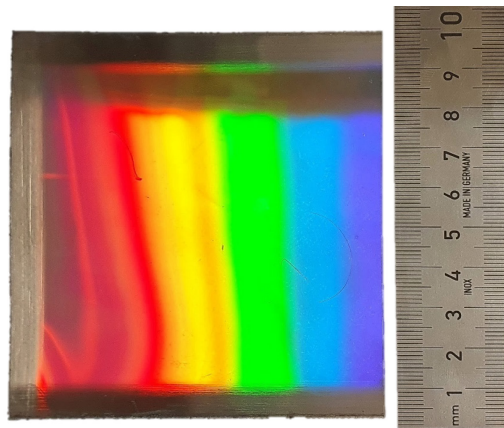


Abb. 6.3: Holographisches Reflexionsgitter der Firma 3D AG (Skala des Maßstabs in cm)

Die etwa $10 \times 10 \text{ cm}^2$ große und 0,1 mm starke Folie besteht aus Nickel, ist hochgradig luft- und wasserbeständig und lässt sich beliebig teilen. Im Sensor wird eine ca. $5 \times 5 \text{ mm}^2$ große Fläche verwendet. Die Gitterkonstante hat einen Wert von 854,701 nm (1170 L/mm). Die Abweichung in Bezug zum angestrebten Wert von 860 nm (siehe Tab. 6.1) ist sehr gering. Damit verkleinert sich der spektrale Bereich nach der Gleichung (6.1) minimal auf 297 nm und die Wellenlänge $\lambda_{\min}$ sollte nach der Gleichung (6.8) kleiner als 706 nm sein. Beides ist akzeptabel und wird nicht als nachteilig angesehen. Der Hersteller gibt auf Nachfrage eine relative Abweichung der Gitterkonstanten von 0,05 % an, die mithilfe Rasterkraftmikroskopie (engl. Atomic Force Microscope [BINNIG et al. 1986]) bestimmt wird [ZHURMINSKY 2024]. Das entspricht einem Toleranzbereich von $\pm 0,43 \text{ nm}$ ($\pm 0,58 \text{ L/mm}$).

6.2.3 Lichtwellenleiter

Ein wesentlicher Punkt bei der Auswahl des Lichtwellenleiters ist neben dem Preis und der Robustheit die Möglichkeit zur Ein- und Auskopplung des Lichts. Aufgrund der in Abschnitt 3.2 genannten Eigenschaften der verschiedenen Lichtwellenleiter fiel die Wahl auf ei-

nen kunststoffbeschichteten Glas-Lichtwellenleiter. Vor allem die Schwierigkeit, das zu verwendende elektromagnetische Spektrum in eine Glasfaser mit niedrigerer NA einzuspeisen, die hohe Dämpfung bei POF und die robusten Einsatzmöglichkeiten einer PCF haben die Entscheidung bestärkt. Der gewählte Lichtwellenleiter ist ein PCF-Kabel mit FSMA-Stecker der LEONI AG (Abb. 6.4).



Abb. 6.4: PCF-Kabel der Firma LEONI AG (links: 3D-Ansicht, rechts: Querschnitt)

Er hat aufgrund der robusten Schutzbeschichtung einen Außendurchmesser von 3 mm. Der eigentliche Glaskern beträgt im Durchmesser 200 μm und die Dicke des Claddings ist 15 μm . Die NA wird mit 0,37 angegeben, was einem Akzeptanzwinkel von $21,7^\circ$ entspricht, sodass das PCF-Kabel problemlos an die Lichtquelle adaptiert werden kann. Der minimale Biegeradius sollte dauerhaft nicht kleiner als 30 mm sein. Die maximale Zugkraft kann kurzzeitig 800 N betragen, die Betriebstemperatur liegt im Bereich zwischen -20 und $+70^\circ\text{C}$ und die Dämpfung ist mit $< 10\text{ dB/km}$ angegeben. Der Lichtwellenleiter ist für den Einsatz in rauer Industrieumgebung sowie für die flexible Verlegung im Innen- und Außenbereich geeignet [LEONI 2013].

6.2.4 Spektrometer

Das für die Messung des elektromagnetischen Spektrums eingesetzte Spektrometer CCS100 der Firma THORLABS (Abb. 6.5) zählt zu den Gitter-Spektrometern. Die Funktionsweise entspricht der eines CZERNY-TURNER Spektrometers mit CCD-Zeilensensor, sodass keine beweglichen mechanischen Teile verbaut sind und die Messung simultan für einen großen Wellenlängenbereich erfolgen kann (vgl. Abschnitt 3.6).



Abb. 6.5: Spektrometer CCS100

Der Messbereich des mit den Abmaßen $30 \times 79 \times 122\text{ mm}^3$ sehr kompakten Messgerätes (Masse $< 0,4\text{ kg}$) liegt zwischen 325 und 745 nm, was ideal für den zu untersuchenden Spektralbereich ist. Die Auflösung ergibt sich bei einer 3648 Pixel umfassenden CCD-Zeile zu ca. 0,11 nm bei einer absoluten Messgenauigkeit von $< 0,5\text{ nm}$ [CCS SPEKTROMETER 2018]. Mithilfe eines Hi-Speed USB-Anschlusses können Messungen mit einer Messrate von bis zu

200 Hz durchgeführt werden. Die Möglichkeit der Synchronisierung über einen Triggereingang (bis zu 100 Hz) ist gegeben.

Die Messung kann über die grafische Benutzeroberfläche (GUI) der herstellerspezifischen Software erfolgen. So zeigt Abb. 6.6 die GUI mit dem Spektrum der beschriebenen MWWHF1 Fiber-Coupled LED. Zudem wird ein umfangreicher Satz von Treibern zur Einbindung u. a. in MATLAB bereitgestellt. Die Messwerte können als ASCII-Datensatz gespeichert und so für die weitere Auswertung genutzt werden.

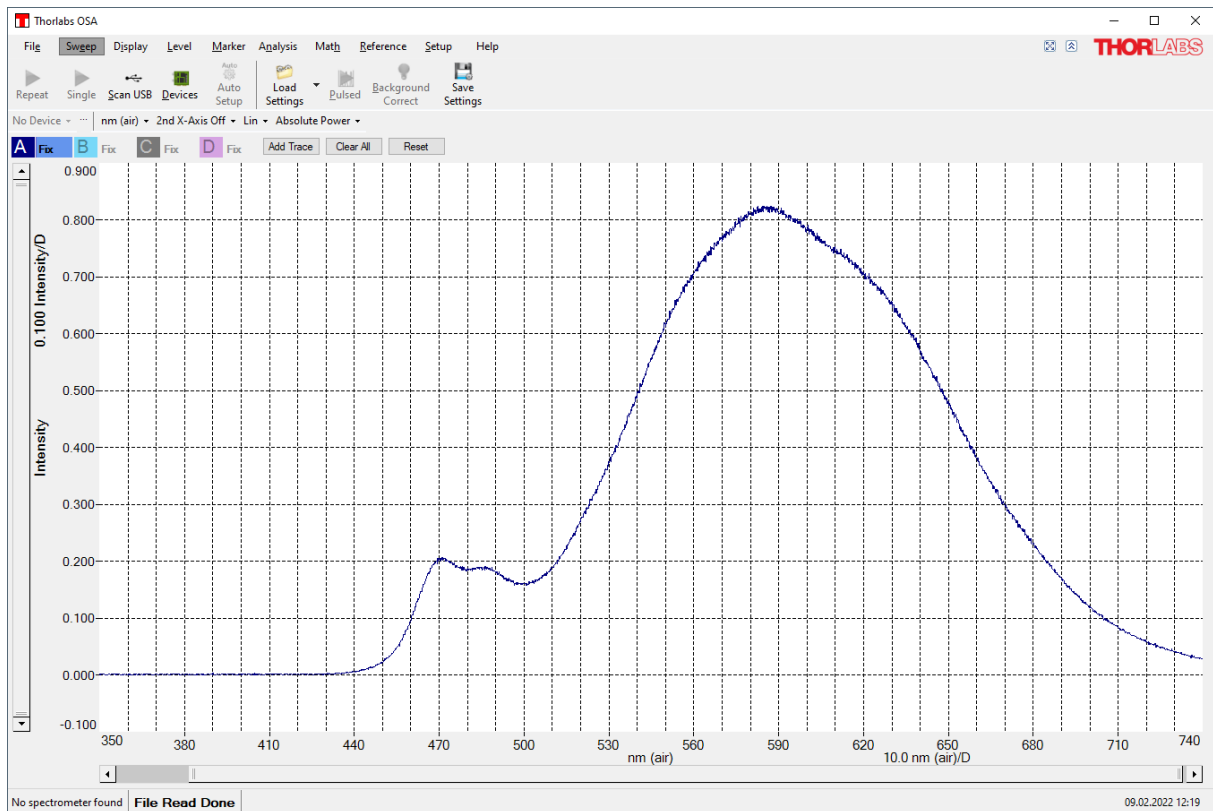


Abb. 6.6: Spektrometer GUI von THORLABS

6.2.5 Geometrisches Muster

Das geometrische Muster dient zum Selektieren von definierten Teilen des Spektrums, wie in Abschnitt 4.2.5 vorgestellt. In der Konzeption des Neigungssensors beinhaltet das Muster zwei Schlitze, die mit ihrem Abstand zueinander und ihren Positionen das zu messende charakteristische Spektrum definieren, aus dem dann die Neigungswinkel bestimmt werden können (siehe Abschnitt 6.4). Daher wurde zunächst ein geometrisches Muster als kreisrunde Edelstahlplatte ausgebildet, in die die mit (4.24) und (4.25) definierten Geometrien der beiden Schlitze gefräst wurden. Mit dieser Schlitzblende wurden Versuche zur Wahl des Auswertalgorithmus vorgenommen (Abschnitte 5.3.1 und 6.4).

Aufgrund der in Abschnitt 4.1 geforderten Bedingung, dass der Massenmittelpunkt identisch mit dem geometrischen Mittelpunkt des Schwebpendels sein muss, wurde später ein geometrisches Muster mit einem zusätzlichen Schlitz (vertikal, links), dessen Geometrie sich aus Gleichung (4.25) zu

$$\vec{X}_{V,vert,li}(t) = h_z \cdot \begin{pmatrix} -\cos(\beta_{Mb}t) \tan \beta_{Mb} \\ \sin(\beta_{Mb}t) \end{pmatrix}, t \in [-1,1] \quad (6.9)$$

ableiten lässt, gefertigt. Daher wird die bisherige Bezeichnung vertikaler Schlitz in vertikaler, rechter Schlitz und der Name des Vektors von $\vec{X}_{V,vert}(t)$ in $\vec{X}_{V,vert,re}(t)$ geändert.

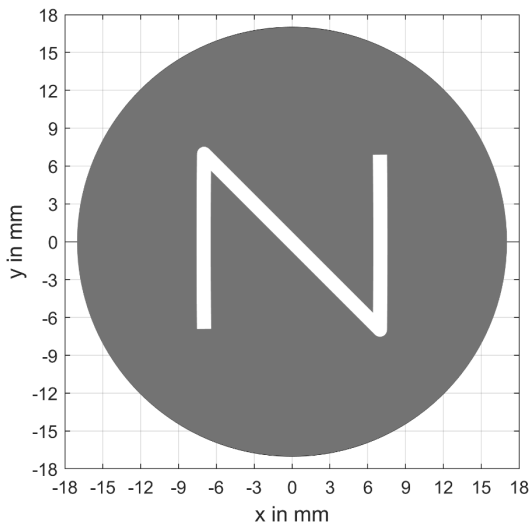
Neben der Korrektur des Massenmittelpunktes resultiert aus dieser Modifikation der Vorteil einer überbestimmten Messung, da nun drei anstelle von zwei notwendigen Wellenlängen gemessen werden können. Mit der Messung einer dritten Wellenlänge $\lambda_{vert,li}$, aus der mit der Gleichung (4.12) der Beugungswinkel $\alpha_{m,vert,li}$ bestimmt werden kann und unter der Forderung

$$\vec{X}_S(\theta, \varphi, \alpha_{m,vert,li}) = \vec{X}_{V,vert,li}(t)$$

lässt sich eine dritte Bestimmungsgleichung ableiten. Zusammen mit den bisherigen in der Gleichung (4.28) genannten ergeben sich nun die Bestimmungsgleichungen

$$\vec{f} := \begin{pmatrix} f_1(\beta_x, \alpha_m = \alpha_{m,vert,li}) \\ f_2(\beta_x, \beta_y, \alpha_m = \alpha_{m,diag}) \\ f_3(\beta_x, \alpha_m = \alpha_{m,vert,re}) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tan \alpha_{m,vert,li} + \tan \beta_x + \frac{\tan \beta_{Mb}}{\cos \beta_x} \\ \tan \alpha_{m,diag} + \tan \beta_x + \tan \beta_y \\ \tan \alpha_{m,vert,re} + \tan \beta_x - \frac{\tan \beta_{Mb}}{\cos \beta_x} \end{pmatrix}, \quad (6.10)$$

die die Bedingung $\vec{f} = 0$ mit einer festzulegenden Genauigkeit erfüllen sollen. Mit diesen Gleichungen und den ermittelten Wellenlängen bzw. den mit Gleichung (4.12) berechneten Beugungswinkeln erfolgt die Berechnung der Neigungswerte. Neben der Korrektur des Massenmittelpunktes resultiert aus dieser Veränderung der Vorteil einer überbestimmten Messung, da nun drei anstelle von zwei notwendigen Wellenlängen gemessen werden können. Mit diesen Anpassungen ergibt sich für einen Messbereich von $\pm 5^\circ$ und einen Abstand des Reflexionsgitters vom geometrischen Muster von 80 mm (siehe Abschnitt 6.2.6) das in Abb. 6.7 dargestellte N-förmige Muster.



a) Geometrische Modellierung



b) Edelstahlplatte mit drei Schlitten

Abb. 6.7: Geometrisches Muster

Der Außendurchmesser der Edelstahlplatte wurde mit 34 mm festgelegt. Das begründet sich mit der geometrischen Ausdehnung des Beugungsspektrums von knapp 30 mm (Gleichung (4.17)) und unter Berücksichtigung einer Toleranz von ± 2 mm. Die Orientierung des Musters und damit die Ausrichtung des BKS zum Sensorgehäuse erfolgt mechanisch durch einen Zapfen, der in Abb. 6.7b oben zu erkennen ist.

Die vertikalen Schlitze haben eine Länge von knapp 14 mm und sind ebenso weit voneinander entfernt. Die Schlitzbreite wurde mit 1 mm definiert. Bei dieser Breite sollte kein Einzelspalt-Beugungsmuster auftreten, was die Berechnung der FRESNEL-Zahl in Abschnitt 6.2.7 zeigt. Jedoch können an den Rändern Beugungseffekte auftreten, die zu einem Verschmieren der Messwerte in diesem Bereich führen können. Dies hat jedoch keine negativen Folgen für die Konzeption und es könnte sogar von Vorteil für die Bestimmung der charakterisierenden Wellenlängen der Peaks sein (vgl. Abschnitt 3.7). Da das Beugungsspektrum unter einem Winkel von 45° zum diagonalen Schlitz auf das geometrische Muster trifft, wird vermutlich der durch den diagonalen Schlitz transmittierte Spektralbereich bzw. die FWHM um den Faktor $\sqrt{2}$ größer sein als der durch einen vertikalen Schlitz. Inwieweit dieser Umstand Auswirkungen auf die Wellenlängenbestimmung hat, soll aus den in der Auswertung der Spektrometermessung berechneten Standardabweichungen abgeleitet werden (siehe Abschnitt 6.4.3).

Eine Schlitzanzahl von drei führt zu einer redundanten Messung, da nun drei Wellenlängen zur Bestimmung von zwei Neigungswerten gemessen werden können. In Kapitel 7 wird gezeigt, dass diese Anpassung von großem Vorteil auch für die Bestimmung weiterer Parameter, wie der Gitterkonstanten, ist.

6.2.6 Schwerependel und Aufhängung

Das Pendel soll zum einen als Träger des geometrischen Musters und zum anderen als Lotsensor dienen. Der Lotsensor wird als ein frei schwingendes Fadenpendel (vgl. Abschnitt 5.1) ausgeführt. Auf eine Dämpfung wird verzichtet, sodass keine Rückstellkräfte gemessen oder modelliert werden müssen. Eine mathematische Dämpfung über die Zeit mit der damit verbundenen längeren Messzeit von wenigen Sekunden wird derzeit als ausreichend angesehen. Es ist zu beachten, dass sich damit das Einsatzgebiet auf quasi-statische Messungen beschränkt.

Das zur Realisierung der Lotrichtung entwickelte Schwerependel besteht aus einem Edelstahlring, der mit drei DYNEMA-Fäden ($\varnothing 0,04$ mm) mit dem Sensorgehäuse verbunden ist. Hierbei kommt der Ausbildung der Fadenbefestigungen am Gehäuse und am Pendel eine besondere Bedeutung zu. An den Fadenenden werden Kupfer-Klemmhülsen mit einem Durchmesser von 3 mm mit Epoxidharz fixiert und dann durch eine 4-seitige Verpressung mit einer speziellen Zange dauerhaft befestigt. Zur Realisierung der gewünschten Fadenlänge wurde zunächst eine Hülse am Faden wie beschrieben angebracht (Abb. 6.8) und in eine geschlitzte Aussparung im oberen Teil einer Apparatur eingehängt. Nachdem eine zweite Hülse über das freie, untere Fadenende im unteren Teil der Apparatur positioniert wurde, konnte der Faden mithilfe eines Gewichts gespannt werden (Abb. 6.9). Die endgültige Befestigung der zweiten Hülse erfolgte abschließend wie beschrieben, sodass eine ausreichend genaue Fadenlänge realisiert werden kann. Einflüsse zu Fertigungsungenauigkeiten bei der Fadenlänge wurden in Abschnitt 4.4.2 diskutiert.

Die Klebung und die Verpressung sind kompliziert und erfordern viel Erfahrung. Die sorgfältige Ausführung der Verbindung zwischen Faden und Hülse ist von größter Wichtigkeit, da deren Unveränderlichkeit für den ordnungsgemäßen Betrieb des Sensors vorausgesetzt wird. Hierbei konnten Erkenntnisse und Fertigkeiten aus vorangegangenen Forschungsprojekten genutzt werden [GEBHARDT et al. 2010].

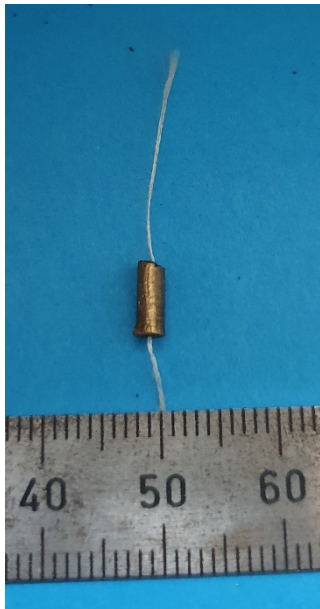


Abb. 6.8: Verpresste Kupfer-Hülse mit Faden

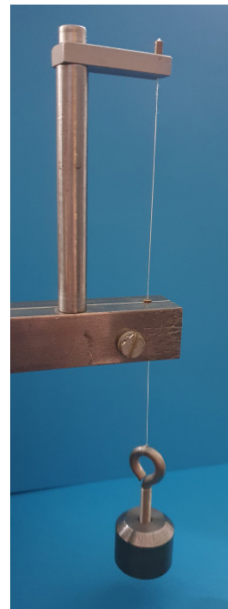
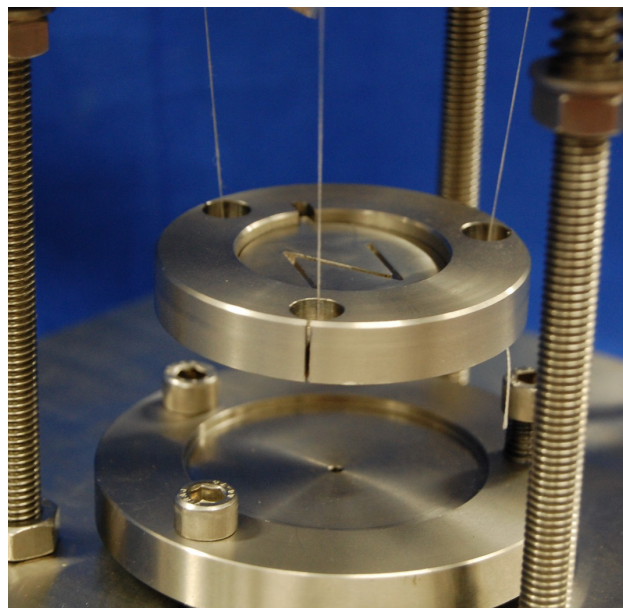


Abb. 6.9: Apparatur zur Einstellung der Fadenslänge

Der Außendurchmesser des Rings beträgt 60 mm. Das Innere des Rings dient als Träger des beschriebenen geometrischen Musters (Abb. 6.10).



a) Einzelteile des Pendels



b) Pendel im eingebauten Zustand

Abb. 6.10: Schwerependel mit geometrischem Muster

Als Fadenmaterial wurde ein DYNEEMA-Faden mit einem Durchmesser von 0,04 mm gewählt, was sich neben den positiven Materialparametern vor allem mit dem in Abschnitt 5.2 untersuchten, geringen Hystereseverhalten begründet.

Die Fadenlänge des Pendels, die dem Abstand des Reflexionsgitters von der x - y -Ebene in der Sensornulllage (Parameter h_z) entspricht, wurde willkürlich mit 80 mm festgelegt. Zum einen sollte das Pendel zum Minimieren von Bewegungsunschärfen beim Messvorgang eine möglichst große Schwingperiodendauer bzw. eine kleine Schwingfrequenz aufweisen (vgl. Abschnitt 2.2.2) und zum anderen begründet sich diese Festlegung mit den geometrischen Abmaßen und physikalischen Kenngrößen der verfügbaren optischen Bauteile, im Speziellen des Hohlspiegels. Zudem erfolgte eine Absprache mit den mit der Fertigung beauftragten Feinmechanikern, die die Anforderungen an diverse Justiermöglichkeiten umsetzen und einen Kompromiss zwischen den Ansprüchen an die mechanische Fertigung von Kleinteilen und dem Materialverbrauch finden mussten.

6.2.7 Sonstige Komponenten

Fasersplitter

Aufgrund des Sensorprinzips (siehe Kapitel 4) werden die selektierten spektralen Anteile über denselben Lichtwellenleiter zur Auswerteeinheit transportiert, mit dem auch die optische Strahlung der Lichtquelle zum Sensor geleitet wird. Daher ist die Verwendung eines faseroptischen Teilers unumgänglich. Dieser sogenannte Fasersplitter oder optische Verzweiger stellt eine $1:n$ Verbindung zwischen Lichtwellenleitern her. So können Lichtwellen in einem definierten Verhältnis auf mehrere Leiter (Anzahl = n) aufgeteilt oder in einem zusammengeführt werden. Dabei ist die Signalführung durch einen optischen Splitter symmetrisch, d. h. sie ist in beiden Richtungen identisch und unabhängig davon, ob er Lichtwellen kombiniert (Upstream) oder aufteilt (Downstream). Allerdings ist der Energieverlust, bedingt durch die Steckverbindungen (Einfügedämpfung) und der $1:n$ Verteilung, zu beachten. Zur Vollständigkeit sei noch erwähnt, dass noch weitere Verzweiger-Konfigurationen, wie z. B. $2:n$ Fasersplitter, existieren. Für den in dieser Arbeit vorgestellten Neigungssensor wird ein Planar Lightwave Circuit (PLC)-Splitter 1×2 der LEONI AG mit einem Dämpfungswert von 4 dB (Energieverlust ca. 60 %) verwendet [LEONI 2014]. Bei einem PLC-Splitter sind Lichtwellenleiter planar auf einem strukturierten Substrat angeordnet (optischer Chip), um Photonen auf die gleiche Weise zu leiten wie Elektronen in elektronischen Leiterplatten [DÖRR & OKAMOTO 2008]. Den Splitter sowie eine Visualisierung des Verlaufs der Lichtstrahlen zeigt Abb. 6.11.



Abb. 6.11: PLC-Fasersplitter

Wie in der Abbildung dargestellt, teilt der $1:2$ Splitter das Signal im Verhältnis $50:50$ von einem PCF-Lichtwellenleiter (A) auf zwei PCF-Lichtwellenleiter (B und C) auf bzw. führt es von B

und C in A zusammen. Zum Betrieb des Neigungssensors wird der Splitter wie nachfolgend erläutert eingesetzt: Das Licht wird zunächst mithilfe des Lichtwellenleiters B von der Lichtquelle zum Splitter geführt, durchläuft diesen und wird über den Lichtwellenleiter A zum Sensor transportiert. Die Signalantwort des Sensors wird über den gleichen Lichtwellenleiter zum Splitter übertragen und von dort durch den dritten Leiter C zur Auswerteeinheit geführt.

Der Fasersplitter hat eine Größe von $160 \times 40 \times 12 \text{ mm}^3$, kann im Wellenlängenbereich von 450 nm bis 2000 nm eingesetzt und in einem Temperaturbereich von -20 bis $70 \text{ }^\circ\text{C}$ betrieben werden.

Faserkollimator

Um die Effekte der Beugung an einem Reflexionsgitter gezielt und zweckmäßig auszunutzen, wird ein Faserkollimator verwendet. Damit werden die aus dem Ende des Lichtwellenleiters divergent austretenden Lichtstrahlen parallelisiert und somit ebene Wellenfronten erzeugt, die dann auf das Reflexionsgitter treffen. Es ergeben sich aufgrund des formell unendlichen Abstandes der Lichtquelle zum Gitter eine sehr kleine FRESNEL-Zahl und folglich große Beugungseffekte (siehe Abschnitt 3.4). Der eingesetzte *Kollimator* ist der F220SMA-A *Kollimator* mit FSMA-Stecker der THORLABS GmbH (Abb. 6.12). Er eignet sich für einen Wellenlängenbereich von 350 bis 700 nm und parallelisiert die Lichtstrahlen auf einen Strahldurchmesser von ca. 2 mm [THORLABS 2023a].

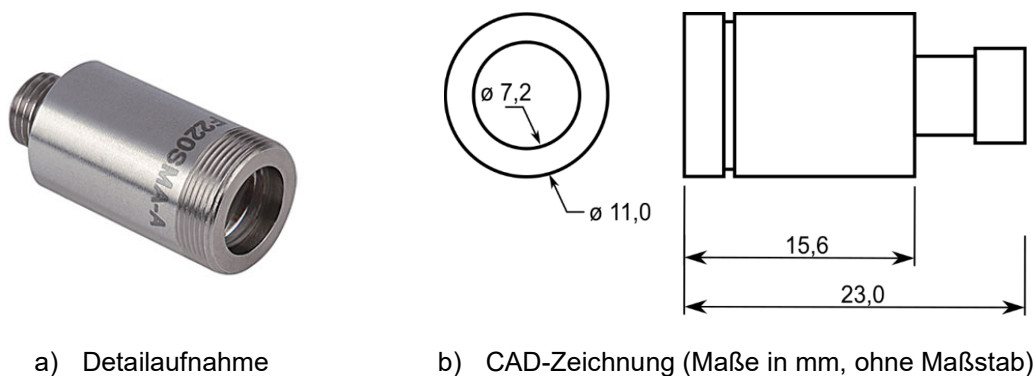


Abb. 6.12: Faserkollimator F220SMA-A

Hohlspiegel

Um die Beugungsstrahlen umzukehren und über denselben Lichtwellenleiter wieder zurückzuführen, wird ein Hohlspiegel verwendet. Die Spiegeloberfläche kann dabei mit verschiedenen Beschichtungen gegen Umwelteinflüsse und mechanische Beschädigungen geschützt werden. Zudem kann der Grad der Reflexion für einen bestimmten Wellenlängenbereich optimiert werden. So haben Goldbeschichtungen das höchste Reflexionsvermögen im IR-Bereich, Beschichtungen aus Silber sind im sichtbaren VIS-Bereich am effizientesten und Beschichtungen mit Aluminium werden vornehmlich im UV-Bereich eingesetzt. Neben metallischen Beschichtungen werden auch dielektrische Beschichtungen aufgebracht. Das sind absorptionsfreie, mehrschichtige Interferenzbeschichtungen mit Schichtdicken von wenigen Nanometern. Für die Schichten werden transparente, dielektrische Materialien, wie verschiedene Oxide, Fluoride und Sulfide verwendet [JATTA 2011]. Dielektrische Beschichtungen weisen einen nahezu

100-prozentigen Reflexionsgrad auf, allerdings begrenzt für einen kleinen Wellenlängenbereich. Zudem ist dies die preisintensivste Variante.

Für den in dieser Arbeit vorgestellten faseroptischen Neigungssensor wird ein silberbeschichteter Konkavspiegel (CM508-050-P01) aus Borosilikat-Kronglas der THORLABS GmbH verwendet (Abb. 6.13). Er bietet im Bereich zwischen 450 und 2000 nm eine Reflektivität von $> 97\%$ [THORLABS 2023b]. Mit einer Oberflächengenauigkeit von $\leq \lambda/4$ hat dieser Spiegel eine sogenannte Präzisionsgüte. Ob dieser Wert jedoch ausreichend genau ist, muss noch untersucht werden. Als Wert für die Brennweite wurden 50 mm gewählt. Aus der allgemeinen Linsengleichung ergibt sich somit ein Abstand zwischen Reflexionsgitter (Ursprung der Beugungsstrahlen) und Hohlspiegel von 100 mm. Bei einer Fadenlänge von 80 mm kann sich das Schwebpendel frei bewegen und der Abstand zwischen der Schlitzblende und dem Hohlspiegel ist mit 20 mm ausreichend groß, um der Forderung nach Minimierung von Beugungseffekten durch die Schlitzblende nachzukommen. Mit den gewählten Parametern (Schlitzbreite = 1 mm, Abstand = 20 mm) und einer mittleren Wellenlänge von 550 nm ergibt sich mit (3.6) eine FRESNEL-Zahl von 92, sodass keine bzw. vernachlässigbare Beugungseffekte auftreten sollten (Regeln der Strahlenoptik, siehe Abschnitt 3.3). Bei einem Öffnungswinkel der gebeugten Lichtstrahlen von 20° (vgl. Abb. 4.4) ergibt sich in einer Entfernung von 100 mm eine horizontale Ausbreitung des Beugungsspektrums von 35,3 mm. Daher wurde für den Durchmesser des Hohlspiegels ein Wert von 2 Zoll gewählt.

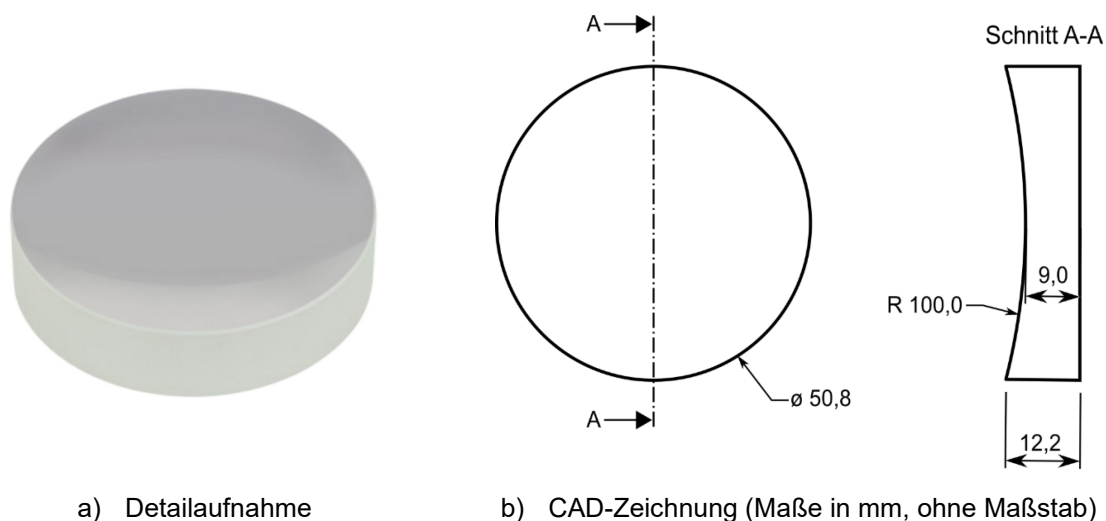


Abb. 6.13: Silberbeschichteter Konkavspiegel CM508-050-P01

6.3 Prototypisches Funktionsmuster

Der in Abschnitt 4.1 besprochene konstruktive Entwurf wurde unter Berücksichtigung der definierten Randbedingungen und der ausgewählten Komponenten in Form von Konstruktionszeichnungen umgesetzt. Unterstützt wurde diese Arbeit durch die CAD-Konstrukteure der GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR GEOMECHANIK UND BAUMESSTECHNIK mbH Herr MICHAEL ZOPF und Herr Dipl.-Ing. (FH) MICHAEL KOHL. Abb. 6.14 zeigt die Konstruktionszeichnungen mit den wesentlichen Komponenten.

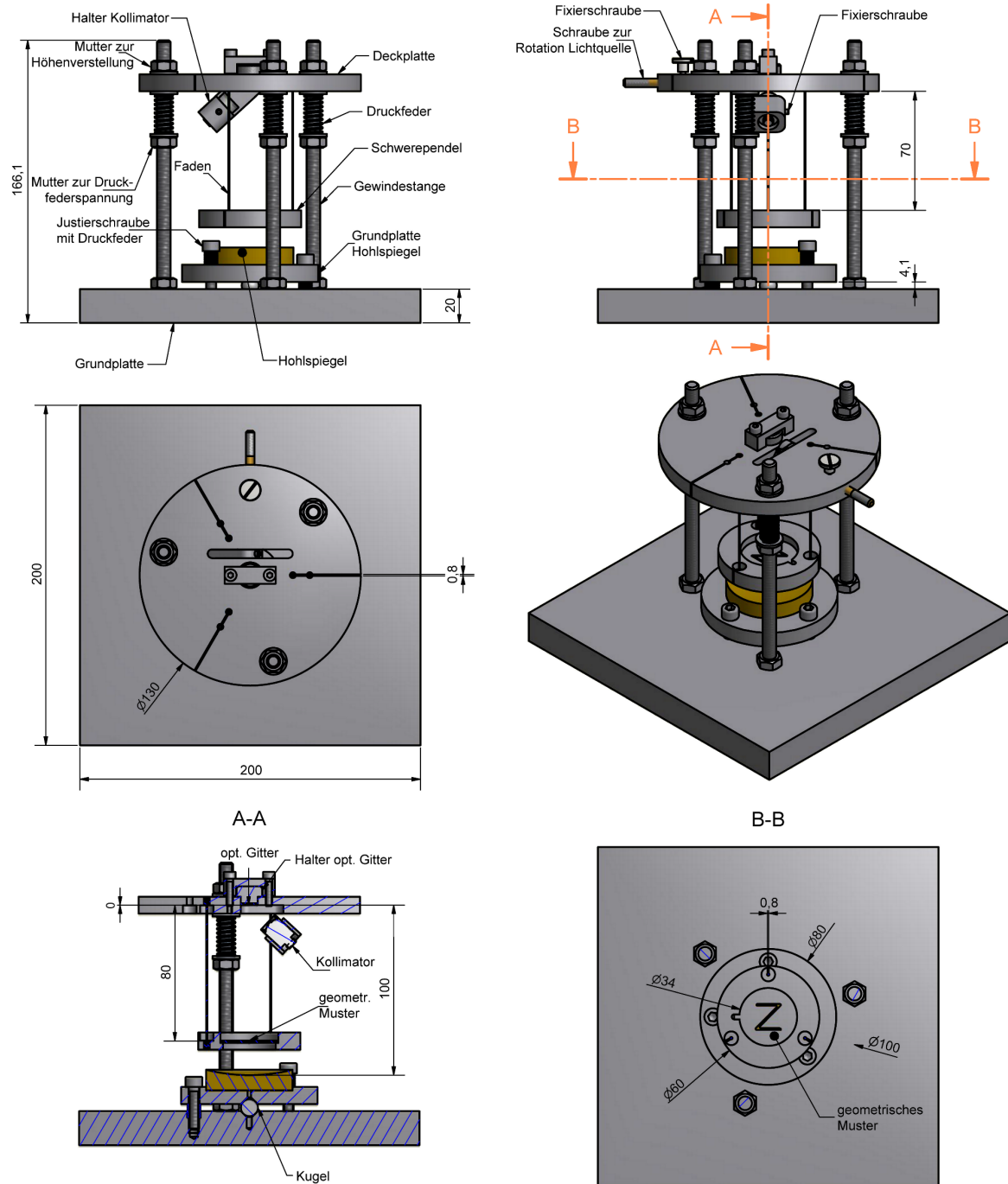


Abb. 6.14: Konstruktionszeichnungen des Funktionsmusters

Die oberen beiden Zeichnungen zeigen eine Front- und eine Seitenansicht des Sensors, in denen die einzelnen Sensorelemente bezeichnet sind. Aus der in der Mitte der Abbildung gezeigten Draufsicht (links) und der räumlichen isometrischen Darstellung (rechts) lässt sich die Dimensionierung gut abschätzen. Die beiden Schnitte im unteren Bereich zeigen die Komplexität des Aufbaus und die verschiedenen Einstellmöglichkeiten. Um sich die Möglichkeit eines unkomplizierten, schnellen Austausches von Komponenten, wie z. B. einzelner Fäden und das Reflexionsgitter, offen zu halten und um einen direkten Zugang zu den Bauteilen für Kalibrierungszwecke zu haben, wurde auf ein Sensorgehäuse verzichtet. Die notwendige Stabilität des Funktionsmusters wird durch drei Gewindestangen erreicht, an denen eine Grund- und eine Deckplatte mit allen optischen Bauteilen befestigt sind.

Basierend auf den Zeichnungen konnte anschließend das prototypische Funktionsmuster gefertigt werden, welches in Abb. 6.15 zusammen mit einer Visualisierung des Messprinzips dargestellt ist.

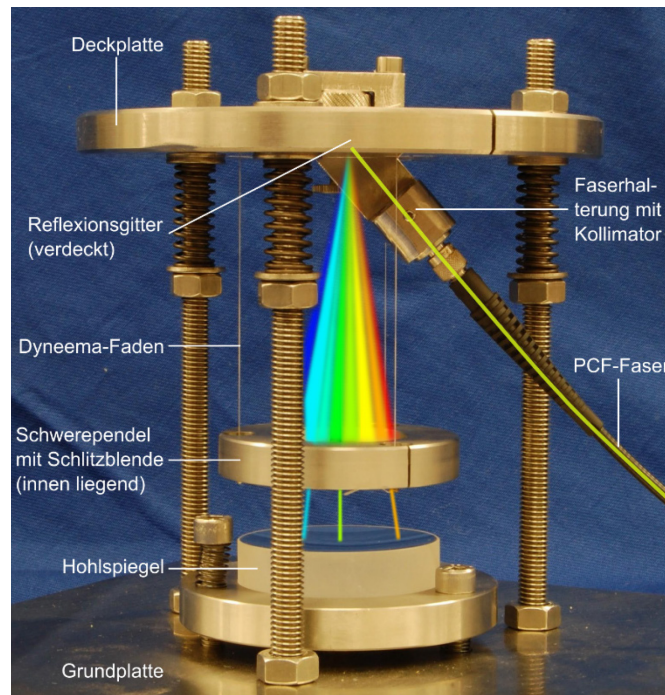


Abb. 6.15: Funktionsmuster mit visualisiertem Messprinzip

Das LED-Licht wird mithilfe einer PCF-Faser über den Faserkollimator auf das Reflexionsgitter geführt, wo es in sein Spektrum aufgeteilt wird. Die Beugungsstrahlen werden auf das Schwerependel bzw. auf die innen liegende Schlitzblende geleitet. Der optische Weg der das geometrische Muster passierenden Lichtwellen wird mithilfe des Hohlspiegels umgekehrt (Totalreflexion) und wieder zusammengeführt in die Faser zurückgelenkt. Das so resultierende, auszuwertende Spektrum enthält nun nur noch drei Wellenlängenbereiche. Über den Lichtwellenleiter gelangt das Spektrum zum Fasersplitter, der es zur Auswertung an das Spektrometer leitet.

Das Funktionsmuster setzt so die wesentlichen Merkmale des konstruktiven Entwurfs um. Durch die feste Verbindung aller optischen Bauteile (PCF-Faser mit Faserkollimator, Reflexionsgitter und Hohlspiegel) mit der Grund- und Deckplatte, die durch drei Gewindestangen fest verbunden sind, wird eine hohe Robustheit erreicht und durch die Ausbildung des Trägers des geometrischen Musters als ein Schwerkraftpendel ist der Bezug zum Erdschwerefeld und damit zur örtlichen Lotrichtung hergestellt. Mithilfe von verschiedenen Einstellmöglichkeiten, u. a. zum Fixieren der Längen der Gewindestangen, zur Rotation der Faserhalterung (Einstellung des Einfallswinkels) und zur Orientierung des Hohlspiegels, können die exakten Positionen und Ausrichtungen der wesentlichen Sensorkomponenten verändert und festgelegt werden.

6.4 Auswertung der Spektrometermessungen

Das Messsignal des in dieser Arbeit entwickelten Funktionsmusters ist ein als Intensitätskurve aufgezeichnetes Spektrum (vgl. Abschnitt 3.6). Die Erfassung des Messsignals erfolgt durch das Spektrometer CCS100, mit dem bei jeder Messung ein zu einer Wellenlänge korrespondierender Intensitätswert gemessen wird. Der Fokus in der Auswertung des Messsignals liegt in der Ermittlung der das geometrische Muster passierenden Spektrallinien bzw. Peaks. Diese definieren sich jeweils mit einer charakterisierenden Wellenlänge, der Intensität sowie der FWHM und sollen durch Interpolation der entsprechenden Signalbereiche mit der an die GAUßsche Normalverteilung orientierten Funktion (5.1) bestimmt werden (siehe Abschnitt 5.3.1). Das Spektrum, welches die neigungsabhängigen Spektrallinien beinhaltet, wird im Folgenden als Sensorsignal bezeichnet. Leider entspricht das Messsignal nicht dem Sensorsignal, da es von Störsignalen, im Folgenden als Hintergrundsignal bezeichnet, überlagert wird. Zudem kann sich der Lotsensor frei bewegen und wird nicht mechanisch gedämpft. Mögliche Eigenschwingungen müssen folglich berücksichtigt werden. Die Bestimmung des Hintergrundsignals, das Aufbereiten des Mess- und Sensorsignals (Rauschreduzierung, Identifizierung der relevanten Signalbereiche) und die Berechnung der Spektrallinien werden nachfolgend erläutert.

Die Implementierung der beschriebenen Schritte erfolgte in der vor allem für numerische Simulationen, Datenerfassung, Datenanalyse und -auswertung eingesetzten Entwicklungsumgebung MATLAB. Aufgrund des umfangreichen Treibersatzes des Spektrometers CCS100 war die Einbindung in diese Software unproblematisch.

In allen Messungen, auf die in diesem Abschnitt eingegangen wird, wurde das V-förmige, geometrische Muster mit zwei Schlitzen eingesetzt, sodass die Bestimmung von zwei Wellenlängen möglich war.

6.4.1 Messsignal

Wichtig für die Messung eines auswertbaren Spektrums ist zunächst die Definition der Integrationszeit, die die Belichtungszeit des CCD-Zeilensensors und damit die Intensität des Signals regelt. In Abschnitt 5.3.4 wurde gezeigt, dass Messungen mit zu geringen Zeiten nahezu vollständiges weißes Rauschen aufweisen und eine zu hohe Integrationszeit zum Übersteuern der Messsignale (Messwerte außerhalb des erlaubten Eingangsbereiches) führt. Eine Auswertung dieser Messungen liefert keine aussagekräftigen Ergebnisse. Die Integrationszeit sollte mindestens 20 % des maximalen Intensitätsbereiches entsprechen, besser ist eine Integrationszeit von > 65 % des maximalen Intensitätsbereiches. Beim verwendeten Spektrometer CCS100 können Zeiten zwischen 10 μ s und 10 s eingestellt werden. Bei einer Integrationszeit von 14 ms wird bei der Messung mit dem prototypischen Funktionsmuster das Intensitätsmaximum von 1 erreicht. Daher wurde die Integrationszeit manuell auf 12 ms für alle in diesem Abschnitt verwendeten Messungen festgelegt.

Um das Sensorsignal und damit die relevanten Wellenlängenbereiche für die weitere Auswertung zu identifizieren, muss im ersten Schritt das Hintergrundsignal bestimmt werden. Das Hintergrundsignal setzt sich vor allem aus Streulicht und Rauschen zusammen. Es entsteht hauptsächlich durch die Verwendung des Fasersplitters und der damit verbundenen Reflexion des verwendeten Spektrums der Lichtquelle. Zudem beinhaltet es auch Reflexionen innerhalb des

Lichtwellenleiters sowie am Reflexionsgitter gebeugte Lichtwellen der Beugungsordnung $m = 2$. Das Hintergrundsignal kann aufgrund der festen Verbindung aller Sensorelemente als konstant angenommen werden. Es muss lediglich zu Beginn der Messung gemessen, gespeichert und von allen Messsignalen subtrahiert werden. Die Bestimmung erfolgt in einfacher Weise, indem die Reflexion der das geometrische Muster passierenden Lichtstrahlen durch den Hohlspiegel verhindert wird. Dazu wird der Hohlspiegel mit einem nichtreflektierenden Medium abgedeckt. Für das prototypische Funktionsmuster ergibt sich bei einer Integrationszeit von 12 ms das in Abb. 6.16 dargestellte Hintergrundsignal (schwarze Linie).

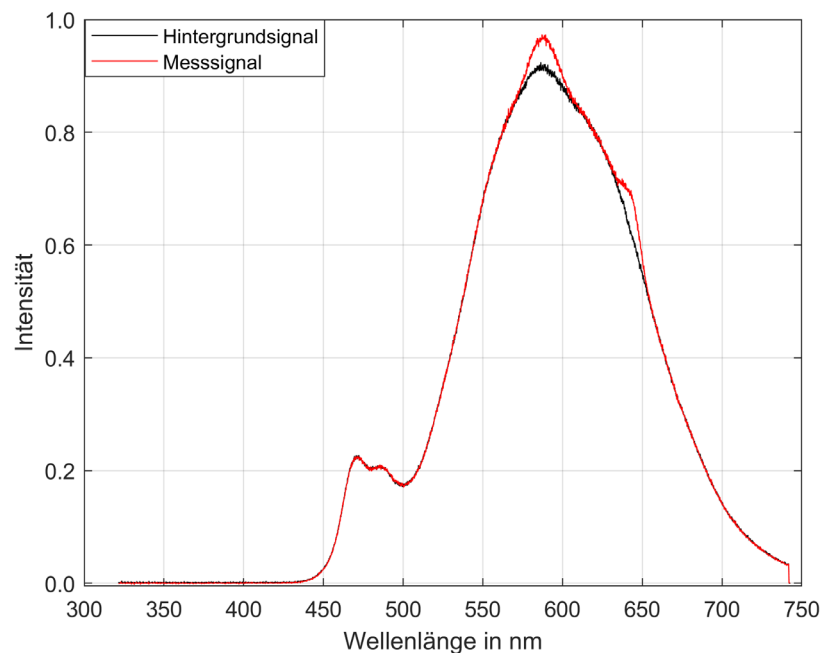


Abb. 6.16: Mess- und Hintergrundsignal bei einer Integrationszeit von 12 ms

Das originäre Messsignal (ohne Abdeckung des Hohlspiegels) ist als rote Linie abgebildet (Integrationszeit = 12 ms). Wie zu erwarten, ist das Hintergrundsignal dem Spektrum der Lichtquelle sehr ähnlich (vgl. Abb. 6.2). Verglichen mit der Eingangsintensität, werden ca. 9 % des Eingangsspektrums reflektiert. Das Messsignal entspricht größtenteils dem Hintergrundsignal. Es weist allerdings in den Bereichen um 580 nm und um 640 nm höhere Intensitätswerte auf. Diese zwei Wellenlängenbereiche bilden das neigungsspezifische Sensorsignal. Im Bereich bis ca. 450 nm werden in beiden Signalen keine bzw. nur sehr geringe Intensitäten gemessen, obwohl der spektrale Bereich der Lichtquelle bei 420 nm beginnt. Dies lässt sich mit einer zu hohen Dämpfung in diesem Wellenlängenbereich (siehe Kapitel 3) begründen. Aus der Differenz zwischen dem Mess- und dem Hintergrundsignal wird das auszuwertende Sensorsignal ermittelt (Abb. 6.17).

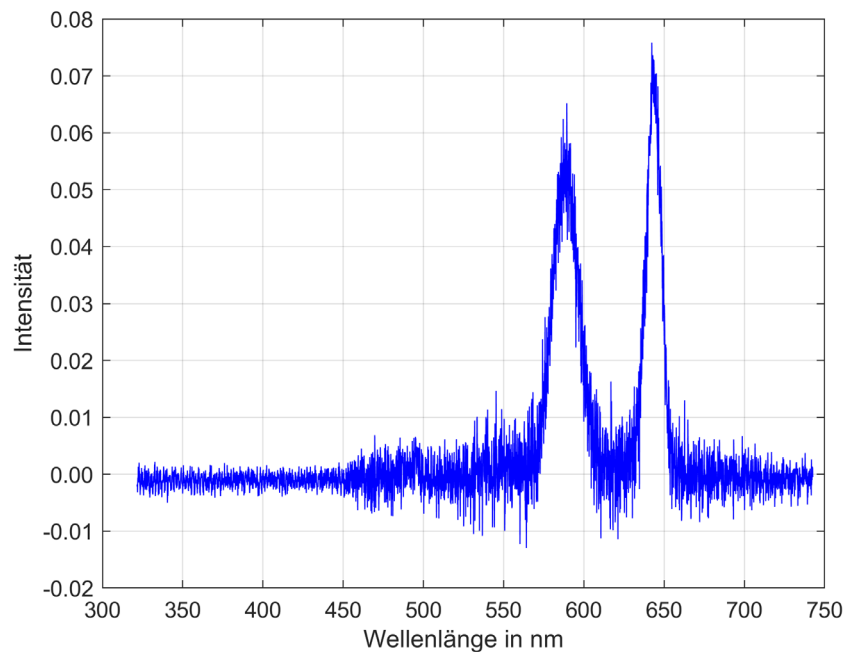


Abb. 6.17: Sensorsignal bei einer Integrationszeit von 12 ms

Die das geometrische Muster passierenden Spektrallinien bzw. Peaks bilden sich eindeutig ab. Die unterschiedliche Peakhöhe resultiert aus dem wellenlängenabhängigen Intensitätsverlauf des LED-Spektrums (vgl. Abb. 6.2). Im nächsten Schritt muss das Sensorsignal für die weitere Auswertung, d. h. für die Bestimmung der charakterisierenden Wellenlängen und die Berechnung der Neigungswerte, aufbereitet werden.

6.4.2 Aufbereitung des Sensorsignals

Die im Sensorsignal enthaltenen Informationen werden u. a. durch störendes Rauschen, aber auch durch eventuelle Eigenschwingungen des Schwerependels überlagert, welches das Nachweisvermögen herabsetzt. Um die Qualität eines Messsignals und das darin enthaltene Rauschen beurteilen zu können, wird oftmals das Signal-Rausch-Verhältnis berechnet (signal-to-noise ratio, SNR). Es ist definiert als das Verhältnis der vorhandenen mittleren Signalleistung zur vorhandenen mittleren Rauschleistung bzw. zur Standardabweichung des Signals [SMITH 1999, S. 17]. Das in Abb. 6.17 dargestellte Sensorsignal ist stark verrauscht und kann nicht zuverlässig ausgewertet werden. Um ein besseres SNR zu erreichen, wird aus den in Abschnitt 2.2.2 genannten Methoden zunächst die Signalakkumulation bzw. die Signalmittelung gewählt. Falls weißes Rauschen vorliegt, kann dadurch das SNR proportional zur Wurzel der Anzahl der Messungen verbessert werden [PRIKLER 2012]. Eine systematische Untersuchung und Bewertung der verschiedenen Methoden sollen an dieser Stelle nicht erfolgen.

Der SNR-Wert der in Abb. 6.17 dargestellten Messung beträgt $-2,9$ dB. Das bedeutet, dass das Signal vom Rauschen überlagert wird. Durch Akkumulation des Sensorsignals bis zu einer Messanzahl von 100, ergeben sich die in Abb. 6.18 dargestellten Werte für das SNR. Die Berechnung der SNR-Werte erfolgte mit der MATLAB-eigenen Funktion `snr` [MATHWORKS 2024].

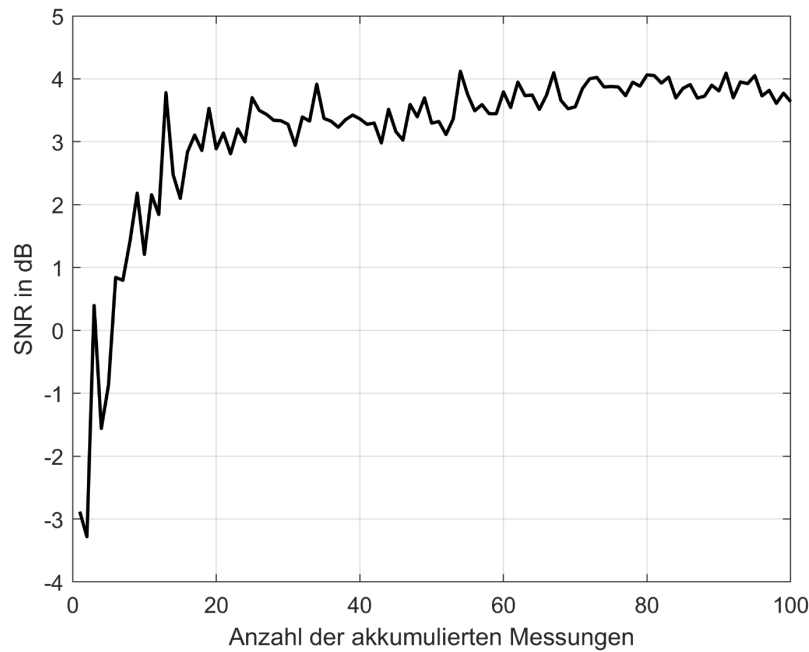


Abb. 6.18: Vergleich der SNR-Werte für verschiedene Akkumulationslängen

Wie die Abbildung zeigt, erhöht sich mit ansteigender Anzahl der Messungen der Signalakkumulation der SNR-Wert des gemittelten Sensorsignals. Bei 20 Messungen, was einer Messzeit von 0,24 s entspricht, beträgt das SNR etwa 3 dB. Danach flacht der Anstieg ab und erreicht im Maximum 4 dB. Eine Mittelung von mindestens 20 Messungen des Sensorsignals verbessert folglich das auszuwertende Sensorsignal.

Da allerdings nicht davon auszugehen ist, dass sich das Schwerependel während der Messungen in Ruhe befindet, kann eine Mittelwertbildung über mehrere Messungen das Ergebnis „verschmieren“, d. h. zu einer Bewegungsunschärfe führen. Zielführend ist eine Mittelung in diesem Fall nur, wenn sich die Anzahl der Messungen an der Frequenz bzw. an der Dauer der vorliegenden Schwingung orientiert. Durch Mittelung aller Messungen innerhalb einer Schwingperiode wird der Einfluss einer möglichen Eigenschwingung des Pendels eliminiert bzw. reduziert. Die Schwingungsdauer eines Fadenpendels berechnet sich unter der Annahme von kleinen Amplituden mit Gleichung (2.2). Mit einer Fadenlänge l von 80 mm und einem Normwert für den Ortsfaktor $|\bar{g}|$ von 9,80665 m/s² ergibt sich für das Schwerependel des Neigungssensors eine Schwingungsdauer von 0,5675 s, was einer Schwingfrequenz von ca. 1,76 Hz entspricht. Diese Frequenz wird in Abschnitt 8.2 durch Messungen mit dem Funktionsmuster bestätigt. Bei einer Integrationszeit von 12 ms ergibt sich die Anzahl der möglichen Messungen innerhalb einer Schwingperiode mit 47,3. Daher wird sich auf eine Messanzahl von 50 zur Signalakkumulation entschieden. Die Messzeit beträgt in diesem Fall 0,6 s, was annähernd der Schwingungsdauer entspricht. Eine Messwerterfassung mit einer Messrate von 1 Hz ist folglich problemlos möglich.

Für die zuverlässige und ausreichend genaue Berechnung der Spektrallinien durch die Interpolation der entsprechenden Signalbereiche mit der an die GAUßsche Normalverteilung orientierten Funktion (5.1) muss das Signal noch geglättet werden. Neben verschiedenen Tiefpassfiltern existieren hierzu weitere Methoden, die bereits in Abschnitt 2.2.2 genannt wurden. Eine systematische Untersuchung und Bewertung der verschiedenen Methoden soll an dieser Stelle nicht

erfolgen. Zur Reduzierung des weißen Rauschens wird, aufgrund der konzeptionellen Einfachheit und leichten Implementierung, der zentrierte gleitende Mittelwertfilter [HEUNECKE et al. 2013, S. 377ff) gewählt. Dieser wie ein Tiefpassfilter wirkende Filter ist für viele Anwendungen optimal, in dem eine Verringerung des zufälligen weißen Rauschens unter Beibehaltung der schärfsten Peaks gewünscht ist. Dabei ist der Betrag der Rauschunterdrückung gleich der Quadratwurzel aus der Anzahl der Punkte im Mittelwert [SMITH 1999, S. 277ff]. Zum Beispiel führt ein Filter des gleitenden Durchschnitts der Länge 9 zu einer Rauschunterdrückung um den Faktor 3. In [NEITZEL et al. 2007] und [GEBHARDT et al. 2016] wurden damit sehr gute Ergebnisse bei der Filterung von Beschleunigungs-, Geschwindigkeits- und Wegmessdaten erzielt. Ein Nachteil dieser Filtermethode ist der von der Filterlänge abhängige Datenverlust. Daher muss die Wahl der Filterlänge, d. h. die Festlegung der Anzahl der Messwerte, die für die Mittelwertberechnung verwendet wird, zweckmäßig erfolgen. Oftmals wird die Filterlänge willkürlich aufgrund von Erfahrungen oder z. B. bei Zeitreihen durch Kenntnis der Messfrequenz und der Frequenz der zu bestimmenden Signale festgelegt [NEITZEL et al. 2007]. Die Wahl der Filterlänge für die weitere Auswertung der Spektrometermessungen orientiert sich erneut am SNR-Wert. Dabei wird das über 50 Messungen akkumulierte Sensorsignal mit verschiedenen Filterlängen gefiltert und der SNR-Wert des resultierenden Signals berechnet. In Abb. 6.19 sind in Blau die SNR-Werte für Filterlängen von 1 bis 101 abgebildet, die sich nach der Filterung des akkumulierten Sensorsignals ergeben. Zudem sind in Schwarz die SNR-Werte dargestellt, die sich nach [SMITH 1999, S. 279] optimalerweise mit steigender Filterlänge ergeben sollten.

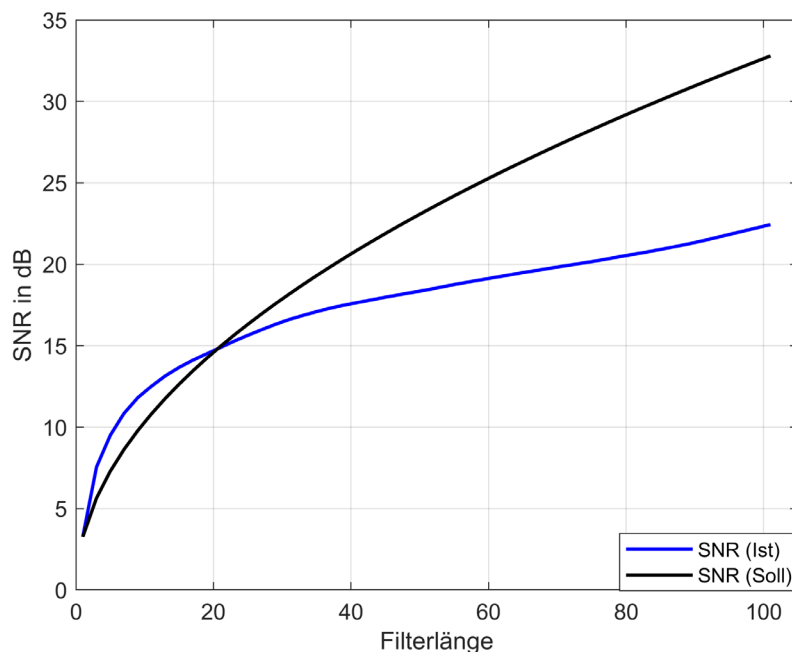


Abb. 6.19: Vergleich der SNR-Werte für verschiedene Filterlängen

Der relativ schlechte SNR-Wert von 3,3 dB des ungefilterten Sensorsignals (Filterlänge = 1) verbessert sich bis zu einer Filterlänge von 21 auf ca. 15 dB (Faktor 4,5). Bei weiter zunehmender Filterlänge flacht der Anstieg ab.

Die aus den gefilterten Signalen berechneten Wellenlängen und ihre Standardabweichungen (siehe Abschnitt 6.4.3), zeigen ein ähnliches Bild. In Abb. 6.20 sind exemplarisch die Standardabweichungen des ersten Peaks bei ca. 590 nm dargestellt.

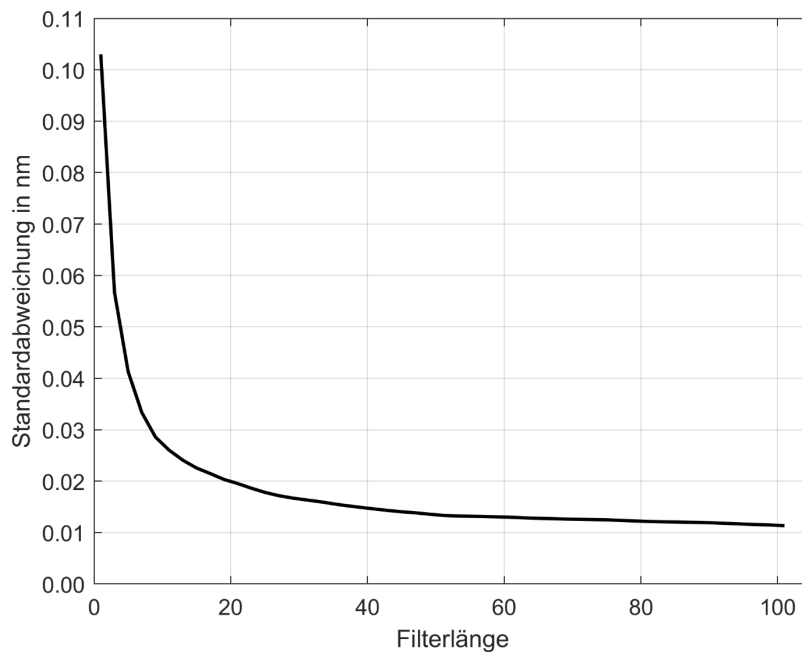


Abb. 6.20: Vergleich der Standardabweichungen für verschiedene Filterlängen

Die Standardabweichungen verbessern sich von 0,10 nm (ungefiltert bzw. Filterlänge = 1) auf 0,02 nm bei einer Filterlänge von 21. Danach verflacht der positive Trend und eine zunehmende Filterlänge verringert die Standardabweichung nur noch geringfügig.

Beide Abbildungen verdeutlichen den Vorteil einer Filterung. Mit diesen Erkenntnissen und aus den Erfahrungen von weiteren Auswertungen dieser Art wurde willkürlich eine Filterlänge von 31 festgelegt. Eine größere Filterlänge erhöht den SNR-Wert bzw. verringert die Standardabweichung nur noch geringfügig. Zudem reduziert eine zunehmende Filterlänge den spektralen Bereich und vermindert die Intensität der Spektrallinien, wodurch sich die Flanken der Peaks weniger scharf abbilden. Eine optimale Auswertung der Peaks durch die Interpolation mit einer an die GAUßsche Normalverteilung orientierten Funktion ist dann nicht mehr möglich. Bei der Auflösung des Spektrometers CCS100 der Firma THORLABS von ca. 0,1 nm ergibt sich mit der gewählten Filterlänge ein Wellenlängenbereich von ca. 3 nm, über den die Mittelung erfolgt.

Eine Signalakkumulation des in Abb. 6.17 dargestellten Sensorsignals über 50 Messungen und die anschließende Anwendung des zentrierten gleitenden Mittelwertfilters mit einer Filterlänge von 31 ergibt das bereinigte Sensorsignal in Abb. 6.21.

Die beiden das geometrische Muster passierten Spektrallinien bilden sich nun deutlich im Signal ab. Der SNR-Wert verbessert sich von ursprünglich -2,9 dB auf 16,3 dB. Das Signal wurde zudem auf den Intensitätsbereich zwischen 0 und 1 normiert. Somit sind die Messsignale vergleichbar und eventuelle Schwankungen der Signalintensität sowie Änderungen der Integrationszeit haben keinen Einfluss auf die weitere Auswertung. Zudem können für die nächsten Auswerteschritte feste Grenzwerte bzw. Schwellwerte definiert werden.

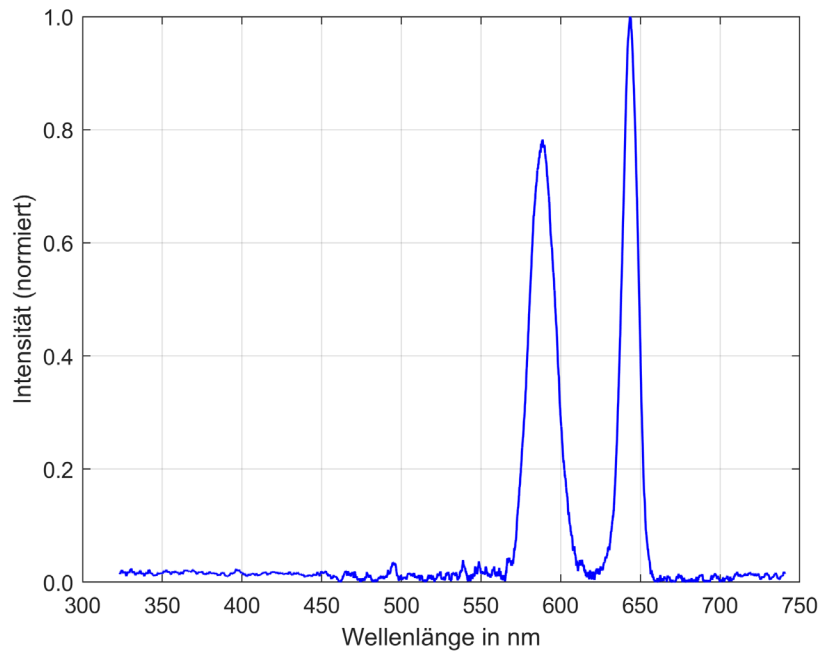


Abb. 6.21: Gefiltertes und normiertes Sensorsignal

6.4.3 Berechnung der Spektrallinien

Im ersten Schritt erfolgt in dem bereinigtem und normierten Messsignal eine Berechnung der lokalen Maxima mit der MATLAB-eigenen Funktion `findpeaks` [MATHWORKS 2024]. Diese gibt einen Vektor mit der Position, der Höhe und der FWHM aller lokalen Maxima (Peaks) des Messsignals zurück. Mit Kenntnis der Positionen und der Peakbreite erfolgt die Selektion der spektralen Messwerte, die für die Berechnung der GAUß-Funktionen verwendet werden. Dabei hat sich die doppelte Halbwertsbreite FWHM als zweckmäßig erwiesen. Anschließend wird für die selektierten Messwerte mit der Gleichung (5.1) jeweils eine approximierende GAUß-Funktion bestimmt (Abb. 6.22).

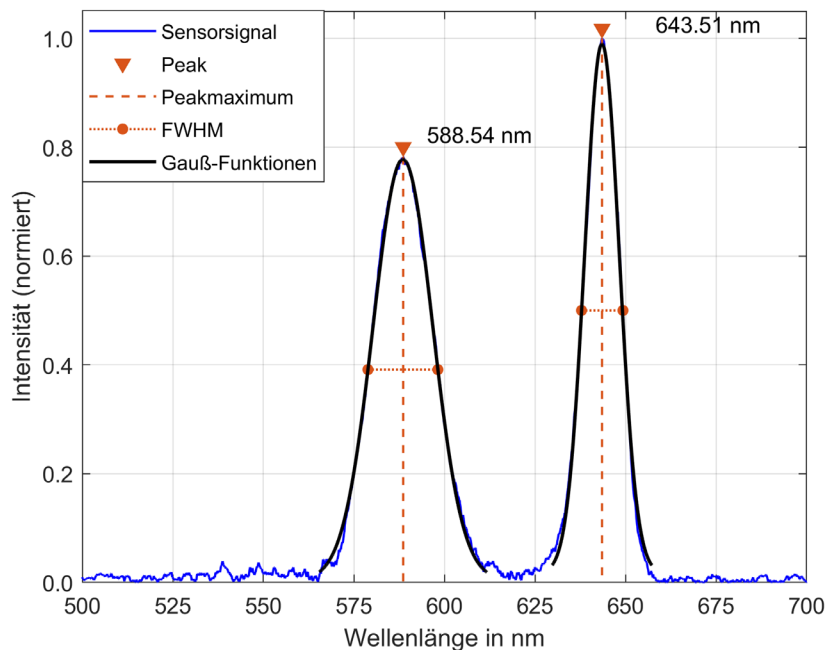


Abb. 6.22: Approximierende GAUß-Funktionen im Sensorsignal

Die Funktionsargumente der jeweiligen maximalen Funktionswerte der GAUß-Funktionen ergeben sich zu 588,539 nm und 643,507 nm mit Standardabweichungen von 0,016 nm und 0,015 nm. Diese Werte werden als charakterisierende Wellenlängen der Peaks angenommen, mit denen abschließend die Berechnung der Neigungswerte, wie in Kapitel 4 beschrieben, erfolgt. Mit der erzielten Standardabweichung von ca. 0,015 nm wird der zu Beginn des Kapitels festgelegte, konservative Wert von 0,1 nm als Auflösung in der Wellenlängenmessung erreicht. Der durch den diagonalen Schlitz transmittierte Spektralbereich (FWHM = 18 nm) ist um Faktor 1,7 größer als der durch den vertikalen Schlitz (FWHM = 11 nm). Dieser Faktor liegt etwas über dem erwarteten von $\sqrt{2}$ (siehe Abschnitt 6.2.5). Auf die Qualität in der Wellenlängenbestimmung der Peaks hat dies keine Auswirkung. Die Standardabweichungen unterscheiden sich lediglich um 0,001 nm.

In allen Messungen, auf die in diesem Abschnitt eingegangen wurde, wurde das V-förmige, geometrische Muster mit zwei Schlitten eingesetzt. Für die Kalibrierungsmessungen (Kapitel 7) und die experimentellen Untersuchungen (Kapitel 8) wurde ein modifiziertes geometrisches Muster mit einem zusätzlichen Schlitz (vertikal, links) verwendet. Der in diesem Abschnitt dargestellte Auswerteprozess wird durch diese Anpassung nicht beeinflusst. Die einzige Änderung ist die um eins erhöhte Anzahl an zu selektierenden spektralen Bereichen, für die mit der Gleichung (5.1) jeweils eine approximierende GAUß-Funktion bestimmt wird (Abb. 6.23).

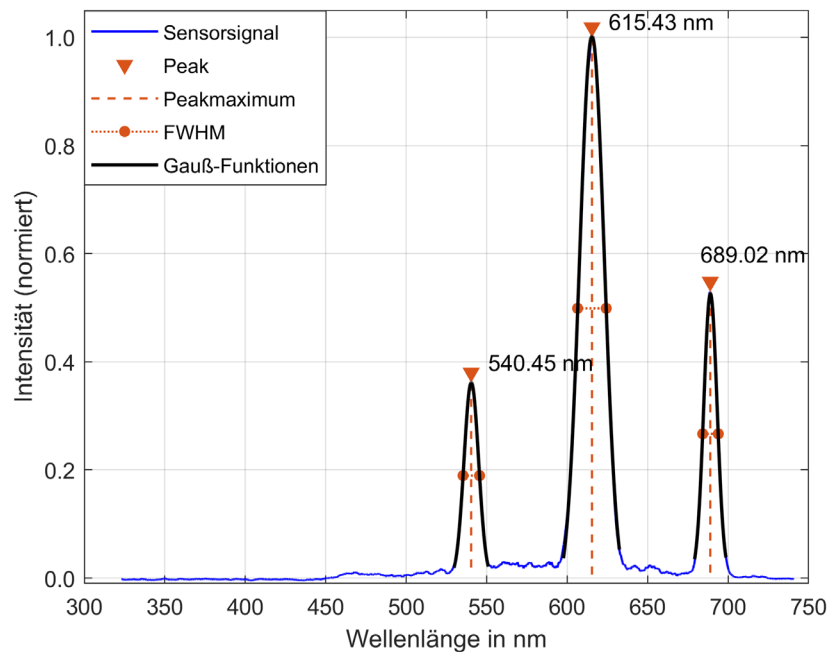


Abb. 6.23: Ausgewertetes Sensorsignal für das geometrische Muster mit drei Schlitten

7 Kalibrierung und Validierung des Messsystems

Für die Bestimmung der Neigungswinkel β_x, β_y aus den drei gemessenen Wellenlängen $\lambda_{m,vert,li}, \lambda_{m,diag}, \lambda_{m,vert,re}$ werden neben bekannten Parametern, wie der Ordnung m und dem Messbereich β_{Mb} , weitere Größen benötigt, deren Werte nicht hinreichend genau bekannt sind. Dies betrifft den Einfallswinkel des Lichts α_e , der manuell eingestellt wurde und die Gitterkonstante g , von der eine Abweichung von 0,05 % als Fertigungsgenauigkeit vom Hersteller angegeben wird (siehe Abschnitt 6.2.2). Zudem wurde in Abschnitt 4.4.2 gezeigt, dass systematische Effekte durch Modellabweichungen bei der Dimensionierung des geometrischen Musters und durch Fertigungsungenauigkeiten die Neigungsmessung beeinflussen können. Parameter, die diese Effekte beschreiben, sind ebenfalls zu ermitteln. Da das Neigungsmesssystem aus mehreren Komponenten besteht, die im Messprozess zusammenwirken und gemeinsam äußeren Einflüssen unterliegen, wird eine gemeinsame Kalibrierung aller Komponenten durchgeführt. Mit dieser sogenannten Systemkalibrierung sollen die genannten Größen sowie ihre Signifikanz in einem festzulegenden mathematischen Modell bestimmt und Aussagen zur Messgenauigkeit und zu den spezifischen Eigenschaften des Messsystems (Kennlinie, Maßstab, Nullpunktabweichung) abgeleitet werden. Die Kalibrierung bzw. die Bestimmung einer Korrekturfunktion für eine einzelne Komponente des Messsystems (Komponentenkalibrierung) gibt keinen Aufschluss über die Charakteristik des Gesamtsystems und ist daher nicht vorzuziehen. Weitere Ausführungen zur Anwendung und Zweckdienlichkeit von Komponenten- und Systemkalibrierung gibt [HENNES & INGENSAND 2000].

Die Berechnung der Neigungswerte mit den gemessenen Wellenlängen erfolgt unter Verwendung der Bestimmungsgleichungen (6.10). Diese sind nichtlinear und lassen sich iterativ mit numerischen Methoden oder näherungsweise analytisch lösen. Die Kalibrierung des Gesamtsystems erfolgt in Form einer Auswertung eines nichtlinearen GAUß-HELMERT-Modells, bei der die mit weiteren zu bestimmenden Parametern (Kalibrierparameter) erweiterten Bestimmungsgleichungen das funktionale Modell bilden. So ist die Berechnung aller zu bestimmenden Parameter in einer gemeinsamen Ausgleichung möglich.

Zunächst werden in diesem Kapitel die Untersuchungen vorgestellt, aus denen der für eine Kalibrierung des Messsystems realisierbare Messbereich abgeleitet wird. Anschließend erfolgt im zweiten Abschnitt eine detaillierte Beschreibung des Kalibrierprogramms inklusive des gewählten Versuchsaufbaus. Alle Messungen wurden im Geodätischen Labor der Bauhaus-Universität Weimar durchgeführt. Im Funktionsmuster wurde dabei stets das N-förmige, geometrische Muster eingesetzt, sodass eine redundante Messung und die Bestimmung der gewählten Kalibriergrößen möglich war. Das Ausgleichungsmodell zur Auswertung der redundanten Messungen und die definierten Parameter werden in Abschnitt 7.3 beschrieben. Die Ergebnisse der Ausgleichung werden in Abschnitt 7.4 dargestellt und bewertet. Als Resultat der Kalibrierung liegen optimierte Bestimmungsgleichungen vor, mit denen aus gemessenen Wellenlängswerten hinreichend genaue Sensorneigungen berechnet werden können. Die Implementierung der beschriebenen Schritte erfolgt weiterhin in der Software MATLAB.

7.1 Festlegung des zu kalibrierenden Messbereiches

Mit dem Arbeitsbereich der Lichtquelle von etwa 450 nm bis 750 nm und der Gleichung (6.5) lässt sich für den Einfallswinkel des Lichts ein Wert von $-44,6^\circ$ berechnen. Dieser wurde manuell eingestellt. Das Funktionsmuster wurde auf dem in Abschnitt 5.2 beschriebenen Neigungstisch platziert und parallel zu seinen Neigungsachsen ausgerichtet. Das Funktionsmuster ist für einen Arbeitsbereich von $\pm 5^\circ$ konzipiert. Inklusive eines darüber hinausgehenden Wertes von $0,25^\circ$ wurde die Neigung des Tisches auf Werte zwischen $+5,25^\circ$ und $-5,25^\circ$ mit einer Schrittweite von $0,25^\circ$ zunächst in der x -Achse und anschließend in der y -Achse eingestellt. Die Bestimmung der Neigungswinkel des Neigungstisches erfolgte mit einem ZEROTRONIC 3-Sensor. Dieser weist mit einem Messbereich von $\pm 10^\circ$ mit einer Messgenauigkeit von $< 0,03 \text{ mrad}$ ($< 6''$) ausreichende Sollwerte für diesen Versuch auf [WYLER 2018]. Nach einer kurzen Wartezeit, die der Beruhigung des Fadenpendels diente, erfolgte die Messung mit dem Spektrometer und anschließend die Bestimmung der drei Wellenlängen, wie zu Beginn des Kapitels gezeigt. Die Messwerte des Funktionsmusters zeigt Abb. 7.1. Diese und alle im Folgenden dargestellten Ergebnisse beziehen sich auf die Messungen, bei denen der Neigungswinkel β_x verändert wurde. Aus den Messungen, bei denen der Neigungswinkel β_y verändert wurde, lassen sich die gleichen Schlussfolgerungen ableiten. Die Ergebnisse werden daher nicht aufgeführt.

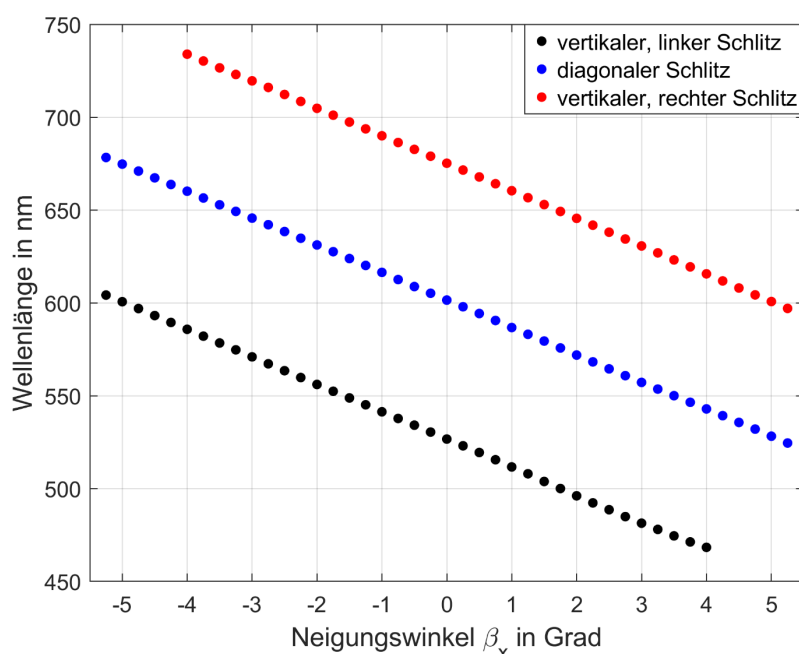


Abb. 7.1: Messwerte des Funktionsmusters

Es zeigt sich ein annähernd linearer und paralleler Verlauf der drei Wellenlängen, wobei die Messwerte der Wellenlänge am diagonalen Schlitz mittig zwischen denen an den vertikalen Schlitten liegen. Entsprechend der mathematischen Modellierung verringern sich die Werte der Wellenlängen an allen drei Schlitten bei einer Erhöhung des Neigungswinkels in x -Richtung (vgl. Abb. 4.5). Die Differenz der an den vertikalen Schlitten gemessenen Wellenlängen beträgt ca. 150 nm je Messung, was der Hälfte des geforderten Messbereichs $\Delta\lambda$ entspricht. Die

Auflösung beträgt ca. 14,7 nm je Grad bzw. 0,84 nm je mrad (Tab. 7.1), sodass für eine angestrebte Messauflösung in der Neigungsbestimmung von 0,1 mrad (21" bzw. 0,005°) die zu erreichende Auflösung in der Wellenlängenmessung bei < 0,1 nm liegt. Die Ergebnisse entsprechen wie gewünscht den in den Randbedingungen festgelegten Parametern (vgl. Abschnitt 6.1).

Tab. 7.1: Ergebnisse Arbeitsbereich

Schlitz (Variable)	Messwert der Wellenlänge in nm		Soll-Neigung in Grad		Auflösung in nm je Grad (nm je mrad)
	Min	Max	Min	Max	
Vertikal, links ($\lambda_{m,vert,li}$)	468,322	604,180	-5,25	+4,00	14,687 (0,842)
Diagonal ($\lambda_{m,diag}$)	524,506	678,281	-5,25	+5,25	14,645 (0,839)
Vertikal, rechts ($\lambda_{m,vert,re}$)	597,005	733,903	-4,00	+5,25	14,800 (0,848)

Allerdings ist zu erkennen, dass für Neigungen $> +4^\circ$ bzw. $< -4^\circ$ keine Wellenlängenwerte am vertikalen, linken bzw. rechten Schlitz vorliegen. Eine Wellenlängenmessung erfolgte nur zwischen 468 nm und 734 nm, also in einem Bereich von ca. 270 nm. Aus der Betrachtung der Sensorsignale der Neigungsmessungen bei einem Neigungswinkel von $\pm 5^\circ$ lässt sich feststellen, dass jeweils nur zwei Spektrallinien aufgezeichnet bzw. detektiert werden (Abb. 7.2).

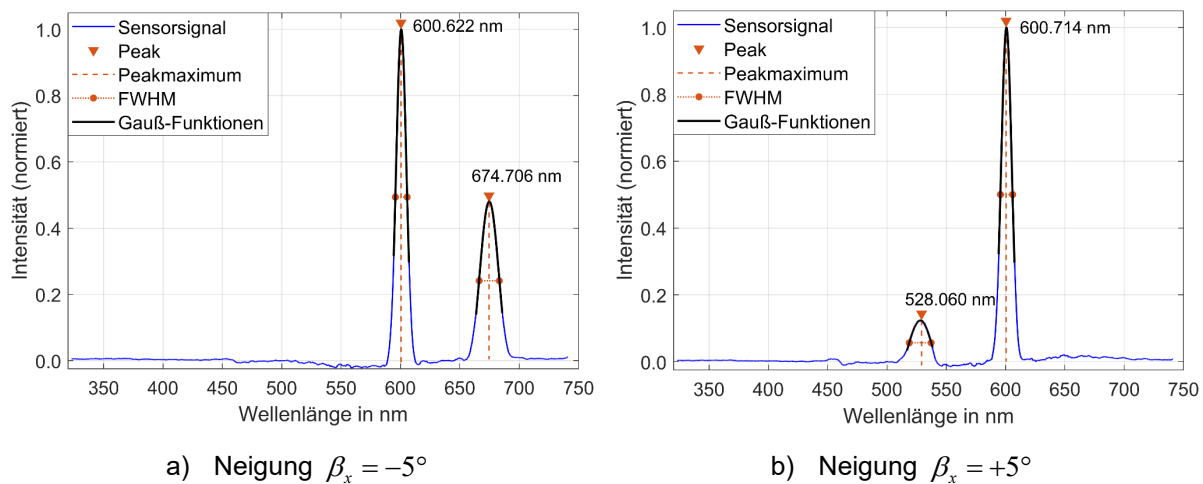


Abb. 7.2: Ausgewählte Sensorsignale

Aus Tab. 7.1 lässt sich ableiten, dass bei einer Neigung von $\beta_x = -5^\circ$ eine Wellenlänge von 748,7 nm (733,9 nm + 14,8 nm) am vertikalen, rechten Schlitz zu erwarten ist. Diese kann aber ebenso wenig im Sensorsignal bestimmt werden, wie die Wellenlänge von ca. 453,6 nm (468,3 nm - 14,7 nm), die bei einer Neigung von $\beta_x = +5^\circ$ am vertikalen, linken Schlitz vorliegen müsste. Zum einen liegt dies am durch die Mittelwertfilterung reduzierten Messbereich des Spektrometers und zum anderen sind die Intensitäten von vermutbaren Peaks mit $< 0,01$ äußerst gering, sodass keine sinnvolle Bestimmung einer Spektrallinie möglich ist. Letztgenanntes ist

in Abb. 7.3 deutlich erkennbar, in der die maximalen Intensitätswerte der detektierten Spektrallinien in Abhängigkeit der Neigung dargestellt sind.

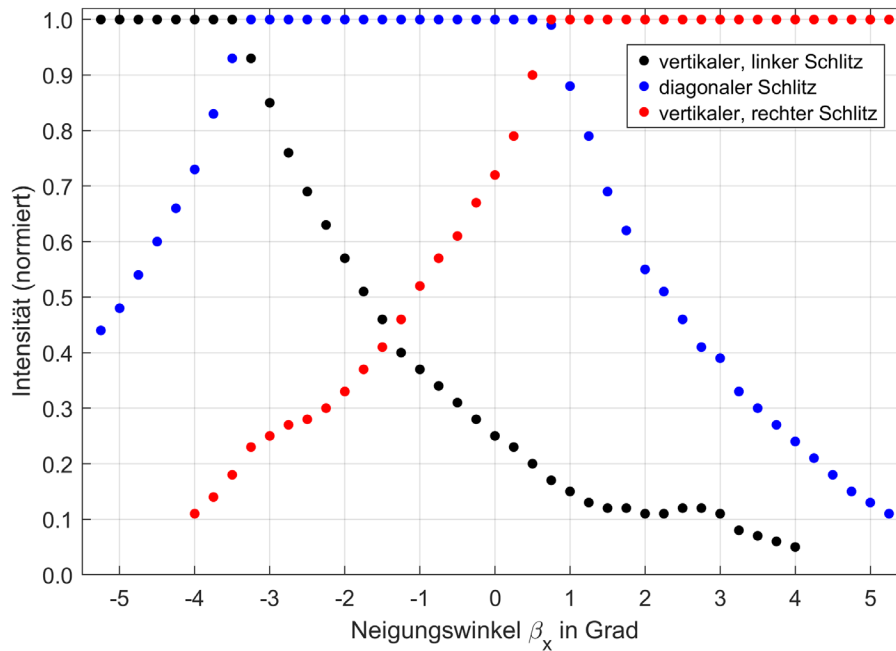


Abb. 7.3: Intensitätswerte der Spektrallinien in Abhängigkeit der Neigung

Die dargestellten Intensitätswerte entsprechen den maximalen Funktionswerten der die Spektrallinie approximierenden GAUß-Funktionen im Sensorsignal. Die Intensitäten nehmen in Richtung der Neigungsmaxima stark ab. Beispielsweise beträgt die Intensität weniger als 20 % für Messungen am vertikalen, rechten Schlitz bei Neigungen $< -3,5^\circ$ und für Messungen am vertikalen, linken Schlitz für Neigungen $> 0,5^\circ$. Wie in Abschnitt 5.3.4 gezeigt wurde, sollten die maximalen Intensitätswerte der zu bestimmenden Wellenlängen mindestens 20 % des maximalen Intensitätsbereiches entsprechen, um konstant gute Ergebnisse in der Wellenlängenmessung zu erhalten. Geringere Werte führen zu einer verminderten Bestimmgenauigkeit oder lassen keine sinnvolle Auswertung zu. Die Abhängigkeit der Intensität der Spektrallinie von ihrer Position im Spektrum bzw. von ihrer charakterisierenden Wellenlänge ist in Abb. 7.4 dargestellt.

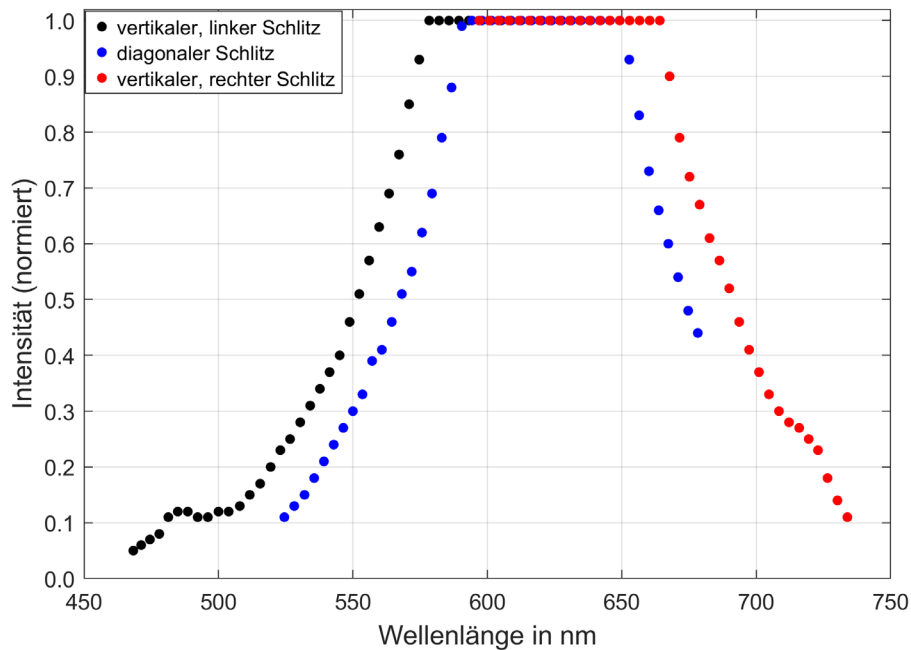


Abb. 7.4: Intensitätswerte der Spektrallinien in Abhängigkeit der Wellenlänge

Die Ergebnisse spiegeln die spektrale Intensitätsverteilung der Lichtquelle wider, d. h. die maximale Intensität liegt im Bereich um 600 nm (vgl. Abb. 6.2). Im Bereich von < 465 nm sind die gemessenen Intensitäten zu gering, um eine Peakbestimmung zu ermöglichen. Dies ist vermutlich auf eine zu hohe Signaldämpfung im niedrigen VIS-Bereich zurückzuführen (vgl. Abb. 3.5). Bei einer erneuten Annahme von 20 % des maximalen Intensitätsbereiches als Qualitätskriterium für eine sichere Bestimmung der Wellenlänge wären Neigungsmessungen nur zwischen 535 nm und 725 nm bzw. zwischen $+0,5^\circ$ und $-3,5^\circ$ möglich. Um den Messbereich des Neigungssensors von $\pm 5^\circ$ realisieren zu können, müsste entweder eine andere Lichtquelle mit einer gleichmäßig hohen Intensitätsverteilung über ihren Arbeitsbereich verwendet oder der nutzbare Wellenlängenbereich reduziert werden. Eine andere Lichtquelle war aus wirtschaftlichen Gründen nicht realisierbar und für einen kleineren Wellenlängenbereich muss nach der Gleichung (6.4) ein anderes optisches Gitter verwendet werden. Damit würde sich aber auch die Messauflösung verringern. Daher wurde entschieden, das Funktionsmuster und seine Komponenten nicht zu verändern, sondern einen Kompromiss zwischen nutzbarem Wellenlängenbereich und maximalem Messbereich des Neigungssensors zu finden. Wenn eine sichere Wellenlängenbestimmung bei einer Intensität von mindestens 10 % möglich ist, wäre ein Messbereich von $\pm 3^\circ$ realisierbar (siehe Abb. 7.3). Ob die Mindestintensität von 10 % zu optimistisch gewählt wurde, soll anhand der Ergebnisse der Kalibrierungsmessungen beurteilt werden.

7.2 Versuchsaufbau und Messprogramm

Die Kalibrierung des Funktionsmusters erfolgte im Geodätischen Messlabor der Bauhaus-Universität Weimar. Neben der einstellbaren Klimatisierung des Labors, mit der konstante atmosphärische Umgebungsbedingungen während der Messungen realisiert werden können, befinden sich im Raum spezielle Arbeitsplätze, wie in Kapitel 5 beschrieben. Auf einem wurde der aus drei Ebenen bestehende Neigungstisch (siehe Abschnitt 5.2) platziert. Anschließend wurde

das Funktionsmuster auf dem Neigungstisch parallel zu seinen Neigungsachsen positioniert, ausgerichtet und gegen Positionsänderungen gesichert. Die Bestimmung der Neigungswinkel des Neigungstisches erfolgte, wie schon Abschnitt 5.2 detailliert beschrieben, mit Autokollimationsmessungen mit der Totalstation LEICA TS 15. Dazu wurde auf der Fläche des Neigungstisches ein *Planspiegel* magnetisch befestigt. Mithilfe eines darüber positionierten Winkelspiegels, der den Zielstrahl des Tachymeters auf den *Planspiegel* führt, kann die räumliche Ausrichtung des *Planspiegels* mithilfe des Verfahrens der *Autokollimation* (siehe 2.2.5) bestimmt werden (Abb. 7.5).

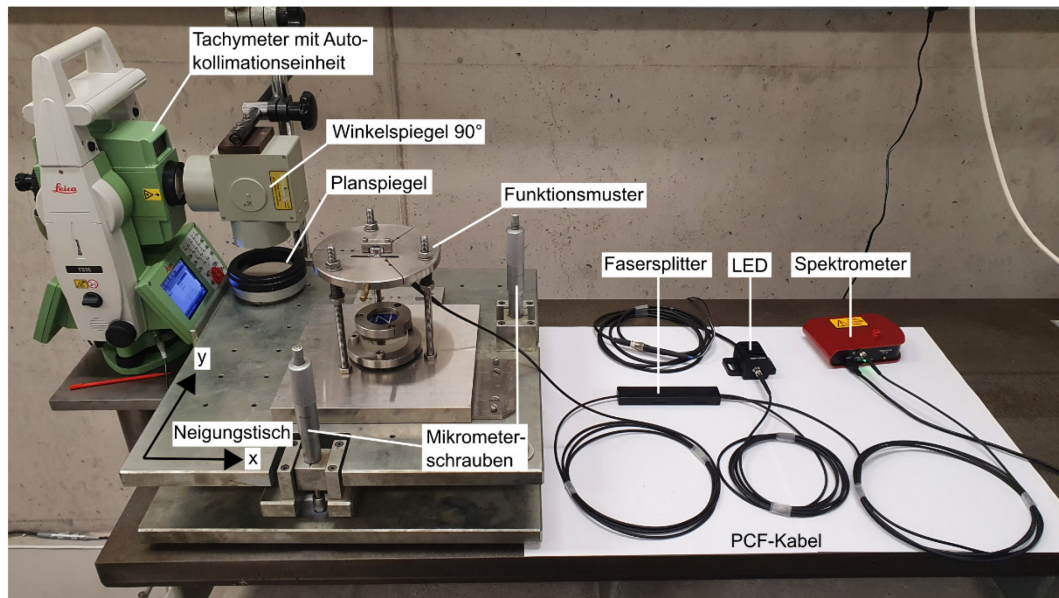


Abb. 7.5: Versuchsaufbau Kalibrierung

Sind die Zielachse der Totalstation und die x -Achse des Neigungstisches parallel eingestellt, können aus den Änderungen des Vertikalwinkels der Totalstation die Neigungsänderungen des Neigungstisches um seine y -Achse β_x und aus den Änderungen der Horizontalrichtung die Neigungsänderungen um die x -Achse β_y bestimmt werden. Die Winkel-Messgenauigkeit der Totalstation beträgt 0,005 mrad (1").

Die Festlegung der Nullstellung des Funktionsmusters, also die Position, in der die Neigungswinkel in beiden Achsen null sein sollen, erfolgte durch Horizontierung der Grundplatte des Funktionsmusters. Dazu wurde die Horizontalrichtwaage Typ 55 der WYLER AG mit einem *Parswert* von 0,1 mrad (21") verwendet. Da sich die Libellenposition mit 0,1 Pars bestimmen lässt, wird die Genauigkeit, mit der die Nullstellung des Funktionsmusters eingestellt werden kann, mit 0,01 mrad (2,1") abgeschätzt. Die Genauigkeiten in der Bestimmung der Nullstellung und in der Bestimmung der Neigungsänderungen sind im Vergleich zur angestrebten Messgenauigkeit in der Neigungsmessung des Funktionsmusters von 0,5 mrad ausreichend hoch, sodass die auf die beschriebene Weise ermittelten Neigungswerte des Neigungstisches als Sollwerte angenommen werden können.

An zwei aufeinanderfolgenden Tagen wurden zwei zeitlich getrennte Kalibrierversuche mit unterschiedlichen Neigungslagen durchgeführt, um eine unabhängige Überprüfung der Konsis-

tenz der Kalibrierergebnisse zu ermöglichen. Aufgrund der zu Beginn des Kapitels beschriebenen Einschränkungen im Wellenlängenbereich wurde der Messbereich auf maximal $\pm 3^\circ$ begrenzt. Nach dem Einrichten des Neigungstisches in die gewünschte Ausgangsposition (Sensor-Nullstellung) wurden im ersten Versuch mithilfe des Tachymeters nacheinander in beiden Achsen Soll-Neigungen zwischen $+3^\circ$ und -3° in Schritten von $1,0^\circ$ eingestellt. Nach einer kurzen Wartezeit, die zur Beruhigung des Fadenpendels diente, erfolgte die Messung mit dem Spektrometer und anschließend die Bestimmung der drei Wellenlängen wie in Abschnitt 6.4 gezeigt. Insgesamt konnten auf diese Weise 51 Messungen (einschließlich zwei abschließender Messungen in der Nullstellung) bei 49 verschiedenen Neigungslagen durchgeführt werden. Im zweiten Versuch wurden bei gleicher Schrittweite von $1,0^\circ$ 39 Messungen (inklusive einer Start- und zwei Schlussmessungen in der Nullstellung) bei 37 verschiedenen Neigungslagen zwischen $+2,5^\circ$ und $-2,5^\circ$ in beiden Achsen durchgeführt.

7.3 Ausgleichungsmodell und Parameterdefinition

Mithilfe der Ausgleichungsrechnung als eine mathematische Optimierungsmethode sollen für eine Reihe von Messdaten (Beobachtungen) verschiedene Parameter (Unbekannte) bestimmt bzw. bestmöglich geschätzt werden. Die Beobachtungen und die Unbekannten bilden dabei ein geometrisch-physikalisches Modell, welches festzulegen ist. Die in den Messdaten enthaltenen, zufälligen Messabweichungen werden als Verbesserungen an den Beobachtungen berücksichtigt. Auf eine Untersuchung zu den verschiedenen existierenden Optimierungsmethoden und ihren Unterschieden wird an dieser Stelle verzichtet und auf die entsprechende Fachliteratur verwiesen, wie z. B. [NEITZEL & PETROVIC 2008], [WILLI et al. 2021] und [SCHWARZ 2024].

Die Bestimmung der Unbekannten erfolgt mit einer iterativen Auswertung eines nichtlinearen GAUß-HELMERT-Modells, welches in der Literatur als Allgemeinfeld der Ausgleichungsrechnung [NIEMEIER 2008, S. 173ff] oder als bedingte Ausgleichung mit Unbekannten bezeichnet wird. Es wurde sich für die strenge Variante des GAUß-HELMERT-Modells entschieden, die ausführlich in [LENZMANN & LENZMANN 2004] und verkürzt in [NEITZEL & PETROVIC 2008] beschrieben wird. Bei der strengen bzw. sachgerechten Ausführung werden zusätzlich zu den Iterationen über die Unbekannten auch Iterationen über die Verbesserungen der Beobachtungen durchgeführt. Die Linearisierung der Bedingungsgleichungen erfolgt sowohl an der Stelle der Näherungswerte der Unbekannten als auch an der Stelle der Näherungswerte der Verbesserungen. Es werden also nicht nur die Näherungswerte der Unbekannten iterativ verbessert, sondern auch die der Verbesserungen.

Da in der künftigen Verwendung des Neigungssensors keine Verbesserungen der gemessenen Wellenlängen $\lambda_{m,vert,li}$, $\lambda_{m,diag}$ und $\lambda_{m,vert,re}$ bekannt sind, sondern lediglich die reinen Messwerte, werden im Ausgleichungsmodell die Neigungswerte β_x und β_y als zu verbessernde Beobachtungen berücksichtigt. Die Sollwerte erhalten folglich die Verbesserungen. Die Wellenlängen hingegen werden als konstante Parameter eingeführt. Weitere Erläuterungen zu diesem Ansatz finden sich in [WOLF 1968, S. 416]. Eine Berechnung unter Verwendung eines GAUß-MARKOV-Modells ist ebenfalls möglich und stellt eine Alternative für den späteren praktischen Einsatz dar. Weitere Hinweise hierzu finden sich in Abschnitt 7.5.

Neben den Wellenlängen- und Neigungswerten sowie bekannten, konstanten Parametern (Ordnung $m=1$, Messbereich $\beta_{Mb} = \pm 5^\circ$) gehen noch festzulegende Unbekannte in das Ausgleichungsmodell ein, deren Werte hinreichend genau zu bestimmen sind. Diese begründen sich aus der Unkenntnis über ihren genauen Wert (Einfallswinkel des Lichts, Gitterkonstante) und der Unvermeidbarkeit von systematischen Effekten (Modellierungsabweichungen und Fertigungsungenauigkeiten, siehe Abschnitt 4.4.2), die berücksichtigt werden müssen. Sie werden im Folgenden beschrieben.

7.3.1 Beschreibung der zu bestimmenden Unbekannten

Nachfolgend werden die Größen erläutert, die im Zuge der Kalibrierung zu bestimmen sind. Der funktionale Zusammenhang ist mit den Gleichungen (7.2) bzw. (7.9) beschrieben.

Einfallswinkel und Gitterkonstante

Zur Berechnung von Neigungswerten aus den Spektrometermessungen muss der Einfallswinkel des Lichts α_e bekannt sein. Da dieser nur grob manuell eingestellt werden kann, muss er im Zuge einer Kalibrierung im Ausgleichungsmodell bestimmt werden. Ein weiterer (optischer) Parameter ist die Gitterkonstante g des optischen Gitters. Der vom Hersteller angegebene Wert kann zwar als konstant betrachtet werden, dennoch soll er zur Kontrolle ebenfalls ermittelt werden, um die vom Hersteller angegebene Fertigungsgenauigkeit zu überprüfen und Abweichungen, die z. B. aus einem fehlerhaften Einbau des optischen Gitters (Krümmung, Streckung, ...) resultieren können, festzustellen (vgl. Abschnitt 4.4.2).

Parameter aufgrund von Fertigungsungenauigkeiten

Im Weiteren muss untersucht werden, inwieweit die in Abschnitt 4.4.2 aufgeführten Ungenauigkeiten bei der Fertigung des Funktionsmusters berücksichtigt werden müssen. Zum einen können Abweichungen bei der Herstellung des geometrischen Musters die Messungen systematisch verfälschen. Dieser Einfluss soll zunächst linear in Form der Maßstabswerte m_x und m_y für jede Neigungsachse berücksichtigt werden. Inwieweit die Annahme von linearen Parametern ausreichend ist, soll mit den erzielten Ergebnissen beurteilt werden. Zum anderen können eine veränderte Lage des Schwerpunktes des Schwerependels und eine fehlerhafte Positionierung des holographischen Reflexionsgitters die Messergebnisse in der Wellenlängenmessung um einen konstanten Betrag verfälschen und folglich zu Nullpunktabweichungen (siehe Abschnitt 2.3.1) in beiden Neigungsachsen führen. In Richtung der x -Achse des Sensors wären alle drei Wellenlängenmessungen betroffen. Da eine Änderung des Einfallswinkels aufgrund des konstruktiven Entwurfs ebenfalls alle drei beeinflusst, wäre eine separate Bestimmung des Einfallswinkels und eines Parameters, der die Fertigungsungenauigkeiten beschreibt, schwierig. Nach derzeitigem Kenntnisstand ist dies auch nicht erforderlich. Es wird folglich ein Wert für den Einfallswinkel bestimmt, der Abweichungen aufgrund von Fertigungsungenauigkeiten, die sich in Richtung der x -Achse des Sensors auswirken, berücksichtigt. Gelingt dies, wäre keine bzw. nur eine sehr geringe Nullpunktabweichung des Sensors in der x -Achse zu erwarten. Abweichungen durch Fertigungsungenauigkeiten, die die Messung in y -Richtung beeinflussen, sollen durch einen Korrekturwert in Form einer Nullpunktabweichung n_y berücksichtigt werden. Inwieweit diese Einschätzungen zutreffend und ausreichend sind, wird anhand der Ergebnisse beurteilt.

Zusätzlicher Parameter

Mögliche systematische Abweichungen der Neigungswinkel in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x (siehe Abschnitt 4.4.2), sollen mithilfe eines linearen Maßstabsparameters beschrieben werden. Zur Berücksichtigung der Systematik wird der Parameter m_{xy} eingeführt.

7.3.2 Funktionales Modell

Im Ausgleichungsmodell werden nur die Neigungswerte β_x und β_y als Beobachtungen berücksichtigt. Jede einzelne Messung in einer Neigungslage $i = 1, \dots, n$ liefert also zwei Beobachtungen. Dabei bezeichnet n die Anzahl der im Rahmen der Kalibrierungsmessung eingestellten Neigungslagen. Diese Beobachtungen werden im Vektor L mit

$$L = [\beta_x^1 \quad \beta_y^1 \quad \dots \quad \beta_x^n \quad \beta_y^n]^T$$

zusammengefasst.

Die iterativ zu bestimmenden Unbekannten bilden den Vektor X . Im ersten Schritt werden zunächst nur die optischen Parameter α_e und g bestimmt, sodass

$$X = [\alpha_e \quad g]^T$$

gilt. Diese Unbekannten müssen die Bestimmungsgleichungen (6.10)

$$\vec{f} := \begin{pmatrix} f_1(\beta_x, \alpha_m = \alpha_{m,vert,li}) \\ f_2(\beta_x, \beta_y, \alpha_m = \alpha_{m,diag}) \\ f_3(\beta_x, \alpha_m = \alpha_{m,vert,re}) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tan \alpha_{m,vert,li} + \tan \beta_x + \frac{\tan \beta_{Mb}}{\cos \beta_x} \\ \tan \alpha_{m,diag} + \tan \beta_x + \tan \beta_y \\ \tan \alpha_{m,vert,re} + \tan \beta_x - \frac{\tan \beta_{Mb}}{\cos \beta_x} \end{pmatrix},$$

mit der Bedingung $\vec{f} = 0$ erfüllen. Mit der Gleichung (4.12) lassen sich die Beugungswinkel $\alpha_{m,vert,li}$, $\alpha_{m,diag}$, $\alpha_{m,vert,re}$ als Funktion der Wellenlängen in der Form

$$\alpha_{m,vert,li|diag|vert,re} = \arcsin \left(\frac{\lambda_{m,vert,li|diag|vert,re}}{g} + \sin \alpha_e \right) \quad (7.1)$$

beschreiben.

Mit der Zusammenfassung der Gleichungen f_1 und f_3 des Gleichungssystems (6.10) und der Verwendung der Gleichung (7.1) zur Beschreibung der Beugungswinkel lassen sich für $i = 1, \dots, n$ aus den Bestimmungsgleichungen die folgenden nichtlinearen, differenzierbaren Beziehungen $\vec{F} := \{F_j(L, X)\}$ mit $j = 1, \dots, 2 \cdot n$ definieren:

$$\left. \begin{aligned} F_{2i-1}(L, X) &= \tan \left(\arcsin \left(\frac{\lambda_{m,vert,li}^i}{g} + \sin \alpha_e \right) \right) + \tan \left(\arcsin \left(\frac{\lambda_{m,vert,re}^i}{g} + \sin \alpha_e \right) \right) + 2 \cdot \tan \beta_x^i = 0 \\ F_{2i}(L, X) &= \tan \left(\arcsin \left(\frac{\lambda_{m,diag}^i}{g} + \sin \alpha_e \right) \right) + \tan \beta_x^i + \tan \beta_y^i = 0 \end{aligned} \right\} \quad (7.2)$$

Aufgrund von nicht vermeidbaren Messabweichungen können die Beziehungen (7.2) die Bedingungen $F(L, X) \approx 0$ nur näherungsweise erfüllen. Daher wird unter der Annahme des Auftretens von lediglich zufälligen Messabweichungen der Verbesserungsvektor v eingeführt, so dass gilt:

$$F(L + v, X) = 0 \quad (7.3)$$

Mit den Bedingungsgleichungen (7.3) ist der funktionale Zusammenhang zwischen den beobachteten Größen, den Unbekannten und den konstanten Parametern gegeben. Es resultieren zwei Beziehungen je Neigungslage, sodass die Unbekannten im Zuge einer Ausgleichung mit $2 \cdot n$ Bedingungsgleichungen bestimmt werden können.

Die nachfolgenden Gleichungen sind [LENZMANN & LENZMANN 2004] entnommen und werden nur insoweit angegeben, wie sie zur Darstellung des Lösungsweges benötigt werden. Die variablen Größen sind v und X ; die Beobachtungen L werden als konstant betrachtet. Mithilfe des Verbesserungsvektors, der für jede Beobachtung eine Verbesserung enthält, und einer noch einzuführenden Gewichtsmatrix $\mathbf{P}$, siehe Gleichung (7.10), wird die Zielfunktion festgelegt, die nach der Methode der kleinsten Quadrate und unter Einhaltung der Nebenbedingungen (7.3) minimiert werden soll:

$$\Omega = v^T \mathbf{P} v - 2k^T F(v, X) \rightarrow \min \quad (7.4)$$

Der Vektor mit den LAGRANGESchen (unbekannten) Multiplikatoren $k = (k_j)$ mit $j = 1, \dots, 2 \cdot n$ wird in der Geodäsie häufig mit Vektor der Korrelaten bezeichnet [NIEMEIER 2008, S. 156].

Mithilfe der Linearisierung von $F(v, X) = 0$ und mit Einführung geeigneter Näherungswerte v^0 und X^0 können die Bedingungsgleichungen (7.3) durch die lineare Funktion

$$l(v, X) = \mathbf{B}(v - v^0) + \mathbf{A}(X - X^0) + F(v^0, X^0) = 0 \quad (7.5)$$

angegeben werden. Dabei enthalten die JACOBI-Matrizen $\mathbf{B}$ und $\mathbf{A}$ die partiellen Ableitungen

$$\mathbf{B}(v, X) = \left. \frac{\partial F(v, X)}{\partial v} \right|_{v^0, X^0} \quad \text{und} \quad \mathbf{A}(v, X) = \left. \frac{\partial F(v, X)}{\partial X} \right|_{v^0, X^0},$$

die jeweils an der Stelle der Näherungswerte (v^0, X^0) zu bilden sind. Mit dem Widerspruchsvektor

$$w = -\mathbf{B}v^0 + F(v^0, X^0) \quad (7.6)$$

ist die Bestimmung des Lösungsvektors $\hat{X}$ mit dem Gleichungssystem

$$\begin{bmatrix} \mathbf{BQB}^T & \mathbf{A} \\ \mathbf{A}^T & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k \\ \hat{X} - X^0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w \\ 0 \end{bmatrix} \quad (7.7)$$

möglich. Die Matrix $\mathbf{Q}$ wird als Kofaktorenmatrix der Beobachtungen bezeichnet und berechnet sich aus der Inversen der Gewichtsmatrix $\mathbf{P}$ (siehe Abschnitt 7.3.4). Mit dem Vektor der Korrelaten folgt für die gesuchten Verbesserungen

$$\hat{v} = \mathbf{QB}^T k \quad (7.8)$$

Zur Lösung des Gleichungssystems (7.7) können die in [NIEMEIER 2008, S. 155ff] zusammengestellten Gleichungen verwendet werden. Es ist jedoch zu beachten, dass diese dem näherungsweisen GAUß-HELMERT-Modell entsprechen, in dem die Linearisierung an der Stelle $(v^0 = 0, X^0)$ erfolgt. Insbesondere bei der Bildung der JACOBI-Matrizen und des Widerspruchsvektors treten zahlenmäßige Unterschiede auf. Nach Bestimmung der Lösungen $\hat{X}$ und $\hat{v}$ werden diese gegen ein sinnvoll gewähltes Abbruchkriterium geprüft. Sollte das Abbruchkriterium nicht erfüllt sein, wird der Vektor X^0 durch $\hat{X}$ und der Vektor v^0 durch $\hat{v}$ ersetzt und die Berechnung erneut durchgeführt. Als Abbruchkriterium wird $|\hat{X} - X^0| < 1 \cdot 10^{-12}$ gewählt. Die auf diese Weise erzielten Ergebnisse werden in Abschnitt 7.4 diskutiert.

7.3.3 Erweitertes funktionales Modell

Die Ergebnisse, die mithilfe des beschriebenen funktionalen Modells erzielt werden, bestätigen die vom Hersteller angegebene Gitterkonstante. Sie zeigen jedoch, dass noch systematische Effekte in den Messdaten vorliegen (siehe Abb. 7.6). Daher wird das funktionale Modell um weitere Unbekannte erweitert und der Vektor X zu

$$X = [\alpha_e \quad m_x \quad m_y \quad m_{xy} \quad n_y]^T$$

angepasst.

Die Beziehungsgleichungen $\vec{F} := \{F_j(L, X)\}$ werden mit

$$\left. \begin{aligned} F_{2,i-1}(L, X) &= \tan\left(\arcsin\left(\frac{\lambda_{m,vert,li}^i}{g} + \sin \alpha_e\right)\right) + \tan\left(\arcsin\left(\frac{\lambda_{m,vert,re}^i}{g} + \sin \alpha_e\right)\right) + 2 \tan(m_x \beta_x^i) = 0 \\ F_{2,i}(L, X) &= \tan\left(\arcsin\left(\frac{\lambda_{m,diag}^i}{g} + \sin \alpha_e\right)\right) + \tan(m_x \beta_x^i) + \tan(m_y \beta_y^i) + m_{xy} \beta_x^i + n_y = 0 \end{aligned} \right\} \quad (7.9)$$

definiert. Weitere Änderungen ergeben sich nicht.

7.3.4 Stochastisches Modell

Das stochastische Modell beschreibt die statistischen Eigenschaften der Beobachtungen und modelliert ihre benannten Genauigkeitsmaße in einer sogenannten Gewichtsmatrix $\mathbf{P}$. Mithilfe dieser Matrix können die Standardabweichungen und Korrelationen der Beobachtungen im Ausgleichungsprozess berücksichtigt und die Genauigkeitsmaße der Unbekannten bestimmt werden. Formell lautet das stochastische Modell:

$$\mathbf{P} = \sigma_{a \text{ priori}}^2 \cdot (\mathbf{C})^{-1}, \quad (7.10)$$

wobei $\mathbf{C}$ die Varianz-Kovarianz-Matrix der Beobachtungen ist. Sie enthält vorliegende oder abgeschätzte Werte bzgl. der Standardabweichung der Beobachtungen auf ihrer Hauptdiagonalen. Die Nebendiagonalelemente führen mögliche Korrelationen zwischen den Beobachtungen auf. Die Varianz $\sigma_{a \text{ priori}}^2$ ist eine unbekannte Größe, die in der Literatur mit Varianzfaktor bezeichnet wird. Am Ende des Ausgleichungsprozesses wird ein Schätzwert $\sigma_{a \text{ posteriori}}^2$ für diesen Parameter bestimmt. Die Wahl des Varianzfaktors zu Beginn der Ausgleichung beeinflusst nicht die Auswerteschritte und die Ergebnisse. Die Inverse der Gewichtsmatrix $\mathbf{P}$ wird als Kofaktorenmatrix der Beobachtungen $\mathbf{Q} = \mathbf{P}^{-1}$ bezeichnet.

Die Matrix $\mathbf{C}$ enthält die Standardabweichungen der Neigungswerte $\sigma_{\beta,x}, \sigma_{\beta,y}$. Sie werden einheitlich mit dem Wert von $1'' = 0,005 \text{ mrad}$ angenommen, was der Winkel-Messgenauigkeit der eingesetzten Totalstation entspricht. Korrelationen werden nicht betrachtet. Die Varianz wird mit $\sigma_{\text{a priori}}^2 = \sigma_{\beta,x|\beta,y}^2$ so gewählt, dass sich für die Gewichtsmatrix die Einheitsmatrix $\mathbf{P} = \mathbf{I}$ ergibt.

7.3.5 Näherungswerte

Als Startwerte im ersten Iterationsschritt werden zunächst geeignete Näherungswerte (v^0, X^0) benötigt. Für die Näherungswerte der Verbesserungen v^0 wird bei der ersten Iteration der Nullvektor verwendet. Ein Näherungswert für den Einfallswinkel α_e^0 kann durch die Messung der Wellenlänge am diagonalen Schlitz $\lambda_{m,diag}$ in Sensornulllage ($\beta_x = \beta_y = 0$) bestimmt werden. Der Ausfallwinkel α_m entspricht in diesem Fall dem Nullwert, sodass sich mit der gemessenen Wellenlänge am diagonalen Schlitz und der Gleichung (3.10) der Näherungswert

$$\alpha_e^0 = \arcsin \left(-\frac{\lambda_{m,diag}}{g} \right) \Big|_{\beta_x=\beta_y=0} \quad (7.11)$$

ergibt. Für den Näherungswert der Gitterkonstanten g^0 wird die Herstellerangabe von 854,701 nm (siehe Abschnitt 6.2.2), für die Maßstäbe m_x^0 und m_y^0 ein Wert von 1 und für den Offsetwert n_y^0 sowie den Parameter m_{xy}^0 jeweils der Nullwert verwendet.

Liegen Informationen zu diesen Größen z. B. aus vorangegangenen Kalibrierungen vor, können auch diese verwendet werden, da sich mit besseren Näherungswerten die Anzahl der Iterationen verringert.

7.4 Ergebnisse der Kalibrierung

Mit dem beschriebenen Ausgleichungsmodell werden die beiden zeitlich getrennten Kalibrierversuche mit den unterschiedlichen Neigungslagen zunächst getrennt und anschließend gemeinsam ausgewertet. So ist eine unabhängige Überprüfung der Konsistenz der Kalibrierergebnisse möglich. Bei der Auswertung der Kalibrierversuche werden zunächst nur die optischen Parameter (Einfallswinkel und Gitterkonstante) mit den Gleichungen (7.2) bestimmt. Nachdem auf diese Weise zwar keine signifikante Abweichung der Gitterkonstanten von der Herstellerangabe aber systematische Abweichungen in den Messdaten nachweisbar sind, erfolgt die Auswertung mit dem erweiterten funktionalen Modell und den Gleichungen (7.9).

7.4.1 Ergebnisse des ersten Kalibrierversuchs

Mit den 51 Messungen ergeben sich 102 Beobachtungen und ebenso viele Bedingungsgleichungen (7.2), die für die Berechnung verwendet werden. Der Freiheitsgrad der Ausgleichung beträgt zunächst $2 \cdot n - 2 = 100$. In der Sensor-Nullstellung wird für die Wellenlänge am diagonalen Schlitz λ_{diag} ein Messwert von 601,135 nm bestimmt. Mit der Gleichung (7.11) ergibt sich für den Einfallswinkel α_e ein Wert von $-44,6946^\circ$, der als Näherungswert α_e^0 für die Ausgleichung verwendet wird.

Nach sechs Iterationen konvergiert das Ausgleichungsmodell. Das Minimum der Zielfunktion $\Omega_{\min}$ beträgt $1,1 \cdot 10^{-4}$. Mithilfe der standardisierten normierten Verbesserungen [NIEMEIER 2008, S. 293 ff] lassen sich keine groben Messfehler in den Beobachtungsdaten feststellen. In Tab. 7.2 werden neben den berechneten Werten der Unbekannten $\hat{X}$ auch ihre Standardabweichungen sowie die Prüfgröße t aufgeführt. Die Prüfgröße t wird mit einem t -Test [NIEMEIER 2008, S. 398] bestimmt, um Aussagen zur Signifikanz bzw. Wirksamkeit der Unbekannten abzuleiten. Eine Signifikanz liegt vor, wenn die Prüfgröße t größer als das t -Quantil der Student-Verteilung von 2,0 ist (Freiheitsgrad von 100, Signifikanzniveau von 95 %).

Tab. 7.2: Ergebnisse für die Unbekannten (Kalibrierversuch 1)

Ausgegliche Unbekannte $\hat{X}$			Signifikanztest (t -Test)	
Bezeichnung	Wert	Standardabweichung	Erwartungswert	Prüfgröße t
Einfallswinkel α_e	$-44,5715^\circ$	$0,1672^\circ$	0°	266,5
Gitterkonstante g	855,297 nm (1169,19 L/mm)	2,528 nm (3,46 L/mm)	854,701 nm (1170,00 L/mm)	0,2

Der Einfallswinkel weicht nur leicht und im Rahmen der Standardabweichung vom Näherungswert ab. Die Differenz zwischen dem berechneten Wert und dem Erwartungswert der Gitterkonstanten beträgt 0,596 nm (0,81 L/mm) bei einer Standardabweichung von 2,528 nm (3,46 L/mm). Aufgrund des Ergebnisses des t -Tests von $t = 0,2$ kann diese Abweichung deutlich als nicht signifikant bewertet werden. Die Differenz liegt zudem im vom Hersteller angegebenen Bereich von 0,05 % einer fertigungsbedingten Abweichung (siehe Abschnitt 6.2.2). Eine Verformung des Gitters durch seine Befestigung im Funktionsmuster kann ausgeschlossen werden. Für die weitere Auswertung wird die Gitterkonstante als konstant betrachtet und die Herstellerangabe verwendet.

Zur weiteren Beurteilung der Ergebnisse werden die Verbesserungen der beobachteten Neigungen β_x, β_y in aufsteigender Messreihenfolge betrachtet (Abb. 7.6).

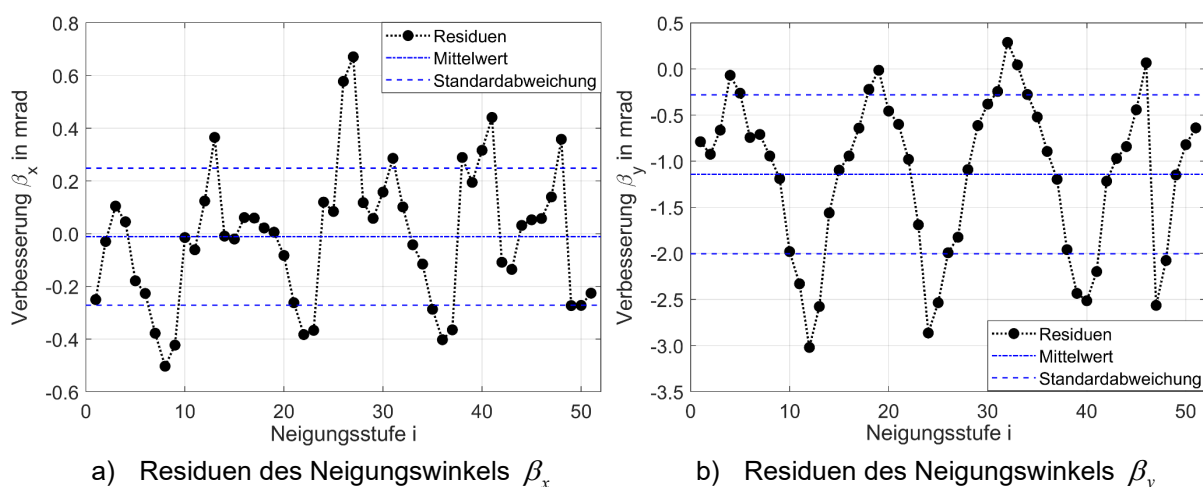


Abb. 7.6: Residuen der Neigungswerte (Kalibrierversuch 1)

Die Standardabweichung der Residuen in Abb. 7.6a beträgt 0,26 mrad (54") und liegt damit im angestrebten Bereich von 0,5 mrad (103"). Der Mittelwert der Verbesserungen bzgl. des Neigungswinkels β_x weicht mit $-0,01$ mrad ($-2''$) leicht vom Nullwert ab. Es liegt demnach noch ein systematischer Einfluss in Form eines Offsetwertes vor, der vermutlich aus Fertigungsungenauigkeiten des Schwerependels resultiert. Allerdings ist dieser sehr gering, liegt unterhalb der angestrebten Messauflösung von 0,1 mrad (21") und kann daher vernachlässigt werden. Der Verlauf der Residuen in Abb. 7.6b zeigt eindeutig, dass in den Messdaten bisher unberücksichtigte systematische Effekte vorhanden sind. Aufgrund dieser liegt die Standardabweichung der Residuen in Abb. 7.6b mit 0,86 mrad ($0,05^\circ$, 177") deutlich außerhalb des angestrebten Bereichs. Zum einen ist ein Offsetwert von $-1,14$ mrad ($0,07^\circ$) zu identifizieren und zum anderen eine sich wiederholende Abhängigkeit bzgl. der laufenden Versuchsnummer. Während der Versuchsdurchführung wurde bei konstantem Neigungswert des Sensors bzgl. der y-Achse schrittweise die Neigung bzgl. der x-Achse verändert. Erst nachdem die Messungen für alle Neigungswerte β_x erfolgt waren, wurde der Neigungswinkel β_y verändert. Eine Darstellung der Residuen in Abhängigkeit der realisierten Soll-Neigungswerte des Versuchs, lässt vor allem Systematiken hinsichtlich des Neigungswinkels β_x erkennen. Exemplarisch wird in Abb. 7.7 die Systematik mit dem größten Einfluss gezeigt.

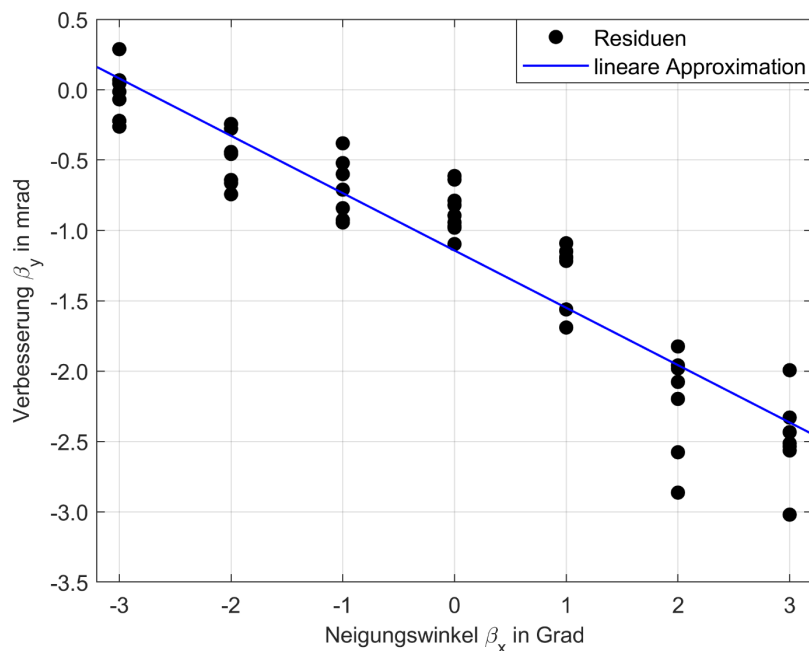


Abb. 7.7: Residuen in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x (Kalibrierversuch 1)

Mithilfe dieser Darstellung lässt sich eine lineare Abhängigkeit des Neigungswinkels β_y vom Neigungswinkel β_x nachweisen. Die Parameter der linearen Approximationsfunktion betragen $-0,407$ mrad/grad ($-0,023$) und $-1,143$ mrad ($0,07^\circ$). Aufgrund dessen wird der Kalibrierparameter m_{xy} eingeführt.

Um diese Systematiken mit Parametern zu beschreiben und deren Einfluss auf die Messdaten zu reduzieren, wird eine Ausgleichung mit den Gleichungen (7.9) des erweiterten funktionalen Modells, welches in Abschnitt 7.3.3 erläutert ist, durchgeführt. Die Anzahl der Beobachtungen und Bedingungsgleichungen bleibt unverändert, lediglich die Anzahl der Unbekannten steigt

auf $u = 5$, womit sich eine Redundanz des erweiterten Modells von $2 \cdot n - 5 = 97$ ergibt. Nach vier Iterationen konvergiert das Ausgleichungsmodell. Das Minimum der Zielfunktion $\Omega_{\min}$ beträgt $6,4 \cdot 10^{-6}$. Grobe Messfehler in den Beobachtungsdaten konnten erneut nicht festgestellt werden. Tab. 7.3 zeigt die Ergebnisse der Ausgleichung.

Tab. 7.3: Ergebnisse für die Unbekannten im erweiterten Modell (Kalibrierversuch 1)

Ausgegliche Unbekannte $\hat{X}$			Signifikanztest (t -Test)	
Bezeichnung	Wert	Standard- abweichung	Erwartungswert	Prüfgröße t
Einfallswinkel α_e	$-44,6118^\circ$	$0,0029^\circ$	0°	15383,4
Maßstab m_x	1,0030	0,0010	1	2,7
Maßstab m_y	0,9962	0,0010	1	3,8
Maßstab m_{xy}	$-0,0234$	0,0010	0	23,4
Offset in der y -Achse n_y	$-1,15 \text{ mrad}$ ($-0,07^\circ$)	$0,04 \text{ mrad (8'')}$	0	28,7

Alle berechneten Unbekannten können mit einem t -Test als signifikant eingeordnet werden, da die Prüfgröße t in diesen Fällen jeweils größer als das t -Quantil der Student-Verteilung von 2,0 ist (Freiheitsgrad von 97, Signifikanzniveau von 95 %). Jeder Parameter weist einen geringen numerischen Wert für die Standardabweichung auf. Der Maßstab m_x weicht nur geringfügig, aber dennoch signifikant vom Wert 1 ab und liegt im prognostizierten Bereich (siehe Abb. 4.18). Die Neigungsmessung in y -Richtung ist ebenfalls systematisch verfälscht und muss mit einem Maßstabsfaktor m_y von 0,9962 korrigiert werden. Eine Erklärung für die Existenz dieser Parameter könnte die Fertigungsungenauigkeit der Schlitze sein. Wahrscheinlich konnten die mit (4.24), (4.25) und (6.9) geforderten Geometrien der Schlitze nicht exakt realisiert werden. Der in Abschnitt 4.4.2 berechnete Maßstab von 0,996 bestätigt diese Annahme. Die festgelegte Beschreibung der Abhängigkeit des Neigungswinkels β_y vom Neigungswinkel β_x mit dem Parameter m_{xy} ist zutreffend und mit einem Wert von $-0,0234$ signifikant. Eine abschließende Erklärung für die Notwendigkeit dieses Parameters kann derzeit nicht gegeben werden. Zur Identifikation der zugrunde liegenden Ursache(n) sind weiterführende Untersuchungen erforderlich. Der berechnete Wert für die Nullpunktverschiebung in der y -Achse von $-1,15 \text{ mrad}$ ($-0,07^\circ$) lässt sich vermutlich mit dem Applizieren des holographischen Reflexionsgitters begründen. Eine Erklärung ist, dass es nicht parallel zur Grundplatte befestigt wurde; dadurch breitet sich das Spektrum in der Sensor-Nullstellung nicht exakt lotrecht auf das geometrische Muster ab. Da diese Fertigungsungenauigkeit durch den Parameter n_y Berücksichtigung findet, werden keine Korrekturen am Sensoraufbau durchgeführt. Bei einer späteren Fertigung des Sensors sollte auf eine parallele Applikation des Gitters zur Grundplatte geachtet werden.

Zur weiteren Beurteilung der Ergebnisse werden die Verbesserungen der beobachteten Neigungen β_x, β_y betrachtet (Abb. 7.8).

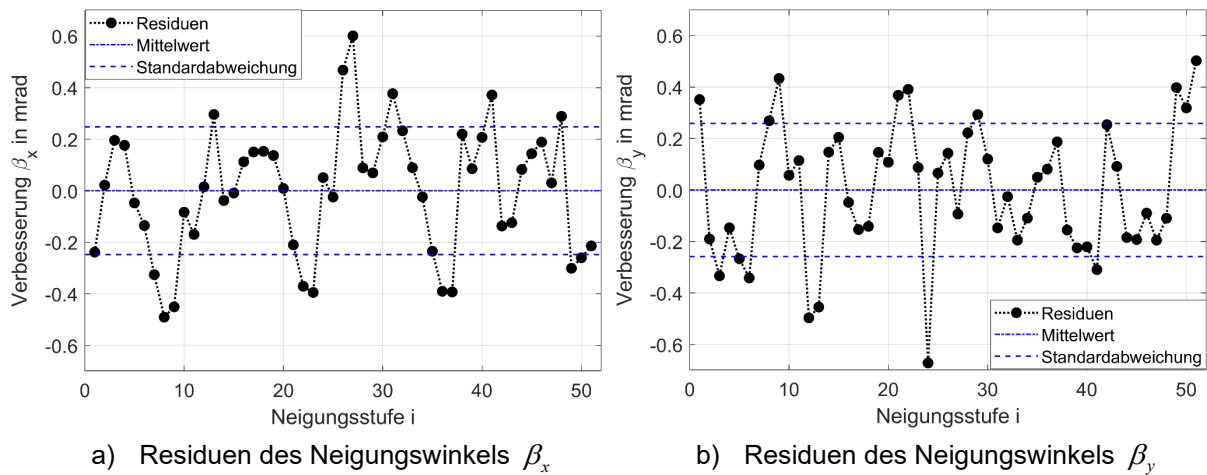


Abb. 7.8: Residuen der Neigungswerte im erweiterten Modell (Kalibrierversuch 1)

Alle Residuen liegen innerhalb von $\pm 0,67$ mrad ($\pm 0,04^\circ$, $\pm 138''$) und die Standardabweichungen der Residuen betragen 0,25 mrad ($52''$) für beide Neigungsrichtungen. Ein Genauigkeitsgewinn in der Bestimmung des Neigungswinkels β_x durch die redundante Messung an zwei vertikalen Schlitten gegenüber der Bestimmung des Neigungswinkels β_y zeigt sich nicht. Weitere Systematiken sind nicht eindeutig erkennbar. Eine erneute Darstellung der Residuen in Abhängigkeit der realisierten Soll-Neigungswerte des Versuchs zeigt jedoch noch geringe Systematiken hinsichtlich des Neigungswinkels β_x (Abb. 7.9).

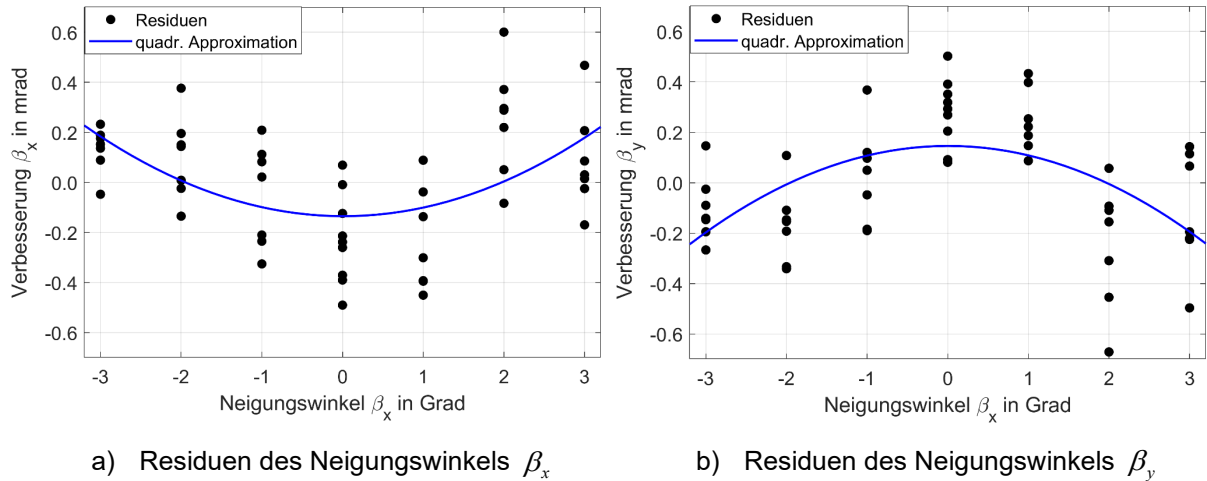


Abb. 7.9: Residuen in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x im erweiterten Modell (Kalibrierversuch 1)

Aus den Darstellungen geht hervor, dass ein bisher nicht berücksichtigter systematischer Einfluss auf die Neigungswerte des Sensors in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x vorliegt. Nach Abzug einer ausgleichenden Polynomfunktion vom Grad 2, jeweils dargestellt als blaue Linie, reduzieren sich die Standardabweichungen der Residuen von je 0,25 mrad ($52''$) auf jeweils 0,21 mrad ($43''$). Da der Genauigkeitsgewinn gering ist und eine lineare Kennlinie große Vorteile bietet (siehe Kapitel 2), wird diese Systematik nicht korrigiert und als Linearitätsab-

weichung angegeben. Auf eine mögliche Ursache dieses festgestellten und mit einer quadratischen Approximation beschreibbaren Einflusses soll in Abschnitt 7.4.4 eingegangen werden. Systematiken der Residuen in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_y liegen nicht vor. Daher wird auf eine Darstellung der Residuen in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_y verzichtet. Das Ausgleichungsergebnis ist zufriedenstellend und liegt im prognostizierten Bereich (siehe Abschnitt 4.4.1). Ein nach [NIEMEIER 2008, S. 167] durchgeführter Globaltest belegt, dass sowohl das funktionale Modell mit den festgelegten Unbekannten als auch das stochastische Modell zutreffend sind. Es muss nicht weiter angepasst oder optimiert werden.

7.4.2 Ergebnisse des zweiten Kalibrierversuchs

Mit den 39 Messungen und den Gleichungen (7.2) werden insgesamt 78 funktionale Beziehungen aufgestellt, mit denen zunächst nur die optischen Parameter (Einfallswinkel und Gitterkonstante) bestimmt werden. Für die Gitterkonstante wird ein Wert von 854,340 nm (1170,49 L/mm) mit einer Standardabweichung von 3,422 nm (4,69 L/mm) berechnet. Die Abweichung von der Herstellerangabe ist nicht signifikant und liegt im Bereich der zulässigen, fertigungsbedingten Abweichung. Das bestätigt die bereits im vorangegangenen Abschnitt getroffene Aussage, dass die Gitterkonstante nicht mehr als Unbekannte zu betrachten ist, sondern als konstante Größe mit einem Wert von 854,701 nm (1170,00 L/mm) angenommen werden kann. Im Weiteren lässt sich mithilfe der normierten Verbesserungen ein vermutlich grober Messfehler in den Beobachtungsdaten detektieren (Messung 11 bei $\beta_x = \beta_y = 2,5^\circ$). Bei dieser Messung fällt auf, dass die Standardabweichungen der gemessenen Wellenlängen mit 0,041 nm mehr als doppelt so hoch sind wie der Mittelwert aller Standardabweichungen (0,015 nm). Die Ursache ist bisher nicht geklärt.

Die Auswertung des zweiten Kalibrierversuchs erfolgt anschließend ohne Messung 11 mit den Gleichungen (7.9) des erweiterten funktionalen Modells (Abschnitt 7.3.3). Durch die Reduzierung der Anzahl der Bedingungsgleichungen und die Änderungen der Anzahl der Unbekannten auf $u = 5$ ergibt sich eine Redundanz von 71. Nach fünf Iterationen konvergiert das Ausgleichungsmodell mit einem Minimum der Zielfunktion $\Omega_{\min}$ von $5,1 \cdot 10^{-6}$ und den in Tab. 7.4 aufgeführten Werten für die Unbekannten.

Tab. 7.4: Ergebnisse für die Unbekannten im erweiterten Modell (Kalibrierversuch 2)

Ausgeglichene Unbekannte $\hat{X}$			Signifikanztest (t -Test)	
Bezeichnung	Wert	Standardabweichung	Erwartungswert	Prüfgröße t
Einfallswinkel α_e	$-44,6229^\circ$	$0,0035^\circ$	0°	12749,4
Maßstab m_x	1,0018	0,0015	1	1,2
Maßstab m_y	0,9957	0,0015	1	2,9
Maßstab m_{xy}	$-0,0236$	0,0015	0	15,7
Offset in der y -Achse n_y	$-1,11$ mrad ($-0,06^\circ$)	0,04 mrad (8")	0	27,8

Die Abweichung des Maßstabs m_x vom Erwartungswert ist als nicht signifikant einzuordnen, da die Prüfgröße t in diesen Fällen kleiner als das t -Quantil der Student-Verteilung von 2,0 ist. Der Einfallswinkel α_e weicht mit $-44,6229^\circ$ ca. $0,011^\circ$ vom in der ersten Ausgleichung berechneten Wert ($-44,6118^\circ$) ab. Das ist nur geringfügig größer als die dreifache Standardabweichung von $0,0105^\circ$ und liegt damit mit einer Wahrscheinlichkeit von 99,7 % (noch) im Rahmen einer möglichen Abweichung. Die Maßstabswerte m_x , m_y und m_{xy} sowie die Nullpunktverschiebung in der y -Achse n_y entsprechen nahezu den Werten der ersten Kalibrierung. Die Differenzen sind sehr klein und liegen jeweils im Rahmen der einfachen Standardabweichung. Zur weiteren Beurteilung der Ergebnisse werden die Verbesserungen der beobachteten Soll-Neigungen β_x, β_y betrachtet (Abb. 7.10).

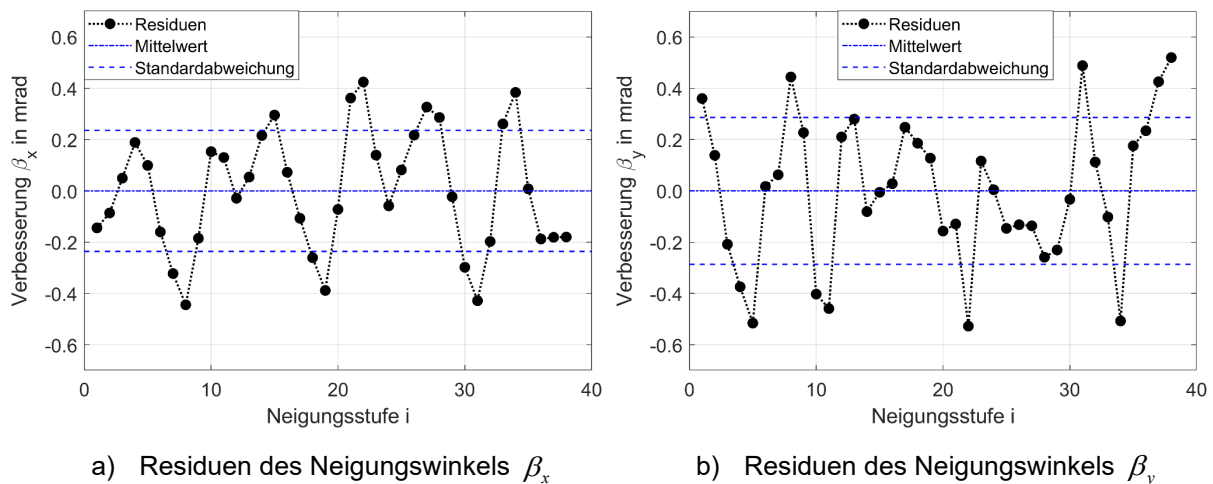


Abb. 7.10: Residuen der Soll-Neigungswerte (Kalibrierversuch 2)

Alle Verbesserungswerte liegen innerhalb von $\pm 0,52$ mrad ($\pm 0,03^\circ$, $\pm 107''$). Die im vorangehenden Abschnitt beschriebene Systematik der Abhängigkeit vom Neigungswinkel β_x sind in gleicher Weise vorhanden und werden daher nicht erneut aufgezeigt. Die Standardabweichung der Residuen des Neigungswinkels β_x beträgt 0,24 mrad ($49''$) und die des Neigungswinkels β_y 0,28 mrad ($60''$).

Die Ergebnisse sind vergleichbar mit denen der Auswertung des ersten Kalibrierversuchs. Das funktionale Modell mit den festgelegten Unbekannten sowie das stochastische sind zutreffend und ausreichend.

7.4.3 Ergebnisse der gemeinsamen Auswertung

Da trotz der unterschiedlichen Messzeitpunkte und verschiedenen Neigungslagen die Auswertungen der beiden Neigungsversuche eine hohe Übereinstimmung und in etwa die gleichen Ergebnisse aufweisen, wurde eine gemeinsame Ausgleichung mit den Messwerten des ersten und des zweiten Kalibrierversuchs durchgeführt. Die Messung 11 des zweiten Versuchs wurde nicht verwendet und für die Gitterkonstante wurde die Herstellerangabe von 854,701 nm (1170,00 L/mm) angenommen. Mit den zusammengefasst 89 Messungen ergibt sich ein Freiheitsgrad der Ausgleichung von 173. Weitere Änderungen im Vergleich zu den ersten Auswertungen wurden nicht vorgenommen.

Nach fünf Iterationen konvergiert das Ausgleichungsmodell mit einem Minimum der Zielfunktion $\Omega_{\min}$ von $1,2 \cdot 10^{-5}$. In Tab. 7.5 werden die relevanten Ergebnisse der Ausgleichung aufgelistet.

Tab. 7.5: Ergebnisse für die Unbekannten der gemeinsamen Ausgleichung

Ausgegliche Unbekannte $\hat{X}$			Signifikanztest (t -Test)	
Bezeichnung	Wert	Standardabweichung	Erwartungswert	Prüfgröße t
Einfallswinkel α_e	$-44,6165^\circ$	$0,0022^\circ$	0°	20280,2
Maßstab m_x	1,0027	0,0009	1	3,0
Maßstab m_y	0,9960	0,0009	1	4,4
Maßstab m_{xy}	$-0,0235$	0,0009	0	26,1
Offset in der y -Achse n_y	$-1,13$ mrad ($-0,06^\circ$)	$0,03$ mrad ($6''$)	0	37,7

Insgesamt stimmen die Ergebnisse sehr gut mit denen in den ersten beiden Ausgleichungen berechneten Werten überein (vgl. Tab. 7.3 und Tab. 7.4). Dies war aufgrund der Konsistenz der bisherigen Ergebnisse erwartbar. Bezüglich des t -Tests lassen sich folgende Aussagen ableiten: Der berechnete Wert für den Einfallswinkel ist hoch signifikant, was auf eine im Vergleich zu den bisherigen Ausgleichungen sehr geringe Standardabweichung von $0,0022^\circ$ zurückzuführen ist. Auch die anderen Werte der Unbekannten sind signifikant, da die Prüfgröße t in allen Fällen jeweils größer als das t -Quantil der Student-Verteilung von 2,0 ist (Signifikanzniveau von 95 %). Die Verbesserungen der beobachteten Neigungen β_x, β_y sind jeweils mit einer Farbskala codiert und in Abhängigkeit der beiden Neigungsachsen in Abb. 7.11 dargestellt.

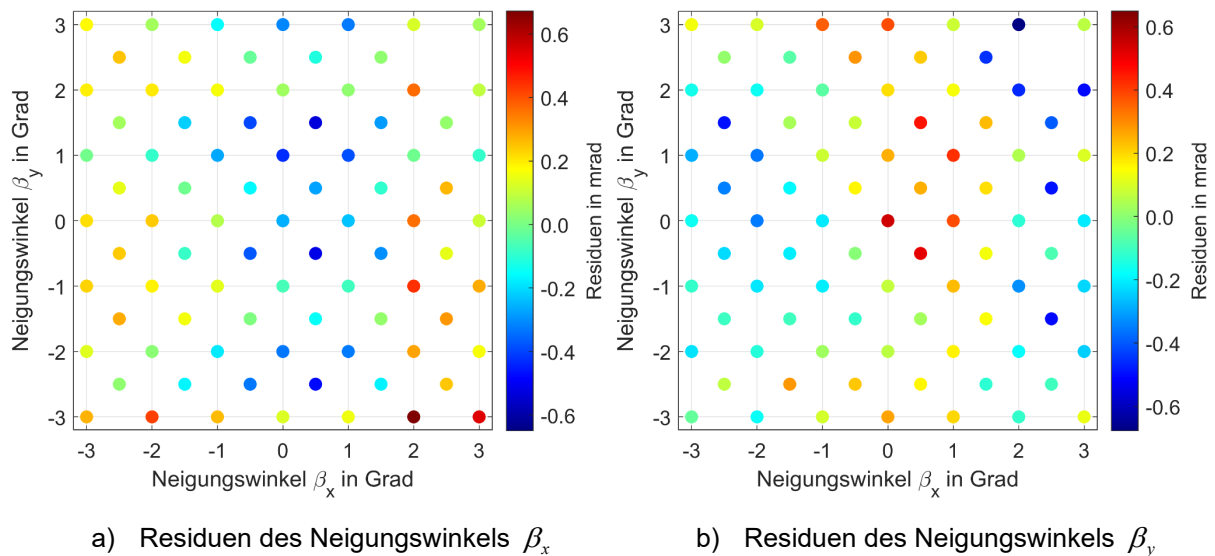


Abb. 7.11: Residuen der Neigungswerte der gemeinsamen Ausgleichung

Alle Verbesserungswerte liegen innerhalb von $\pm 0,67$ mrad ($\pm 0,04^\circ$, $\pm 138''$). Die mittlere Standardabweichung der Residuen beträgt 0,25 mrad ($52''$) bzw. 0,27 mrad ($56''$). Die bereits festgestellte Systematik bzgl. der Abhängigkeit der Verbesserungen vom Neigungswinkel β_x ist erneut gut zu erkennen. Dennoch ist das Ausgleichungsergebnis sehr gut. Die Ergebnisse bestätigen die Annahme, dass die Gitterkonstante als konstanter Parameter betrachtet werden kann. Die berechneten Werte der Unbekannten sind ausreichend genau bestimmt und können für die weitere Auswertung der Wellenlängenmessung verwendet werden.

Die nachweislich erreichten Standardabweichungen von $< 0,3$ mrad ($< 62''$) in beiden Neigungsachsen liegen deutlich unter der angestrebten Messgenauigkeit des Messsystems von 0,5 mrad ($103''$).

7.4.4 Reduzierung von systematischen Abweichungen

Wie in den vorangegangenen Abschnitten gezeigt, liegen noch systematische Abweichungen der Ergebnisse in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x vor. Diese Systematik kann entweder durch die Verwendung einer ausgleichenden Polynomfunktion vom Grad 2 (vgl. Abb. 7.9) reduziert oder aufgrund den in Kapitel 2 genannten Vorteilen einer linearen Übertragungsfunktion mit der Angabe einer Linearitätsabweichung beschrieben werden. Es soll aber dennoch versucht werden, die Gründe für diesen Effekt aufzudecken, um die resultierenden Abweichungen bei Neigungen mit $\beta_x \neq 0$ z. B. durch eine Modifikation des Neigungssensors oder eine verbesserte Fertigung zu reduzieren. Daher werden im Folgenden die originären Wellenlängenmesswerte dem Soll-Neigungswinkel β_x gegenübergestellt.

Eine Betrachtung der gemessenen Wellenlängen am rechten Schlitz in Bezug zum Neigungswinkel β_x zeigt keine Auffälligkeiten (Abb. 7.12).

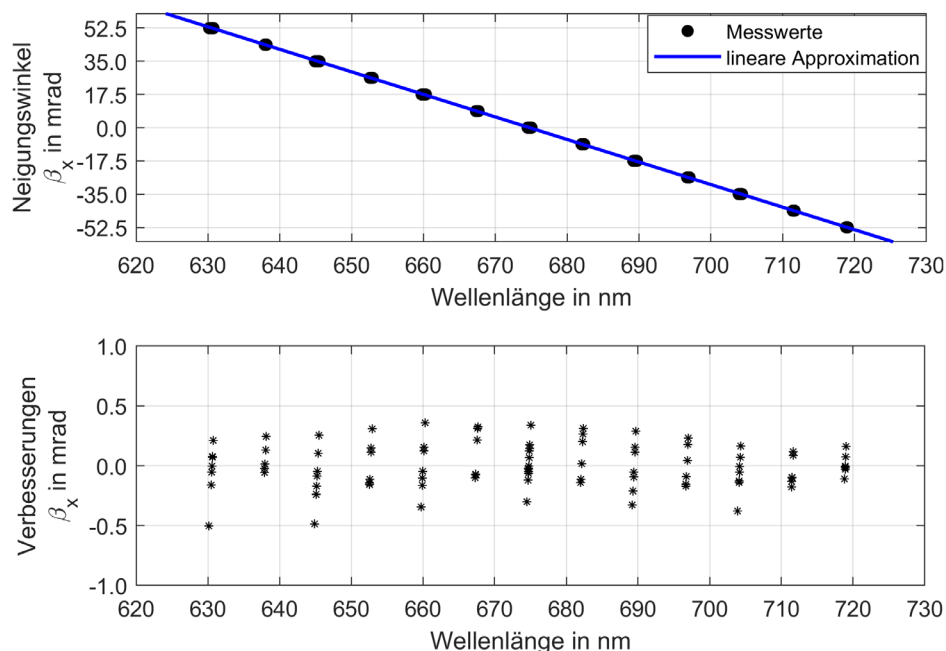


Abb. 7.12: Wellenlängenmesswerte am vertikalen, rechten Schlitz

Zwischen den gemessenen Wellenlängen und den Neigungswinkeln lässt sich eine starke Linearität feststellen. Eine Approximation mit einer linearen Funktion (blaue Linie) ergibt Verbesserungen im Bereich von $\pm 0,5$ mrad ($103''$). Es sind keine systematischen Effekte erkennbar. Die gleiche Aussage lässt sich auch für die Wellenlängen am diagonalen Schlitz ableiten.

Ein anderes Ergebnis zeigen die am linken Schlitz gemessenen Wellenlängen (Abb. 7.13).

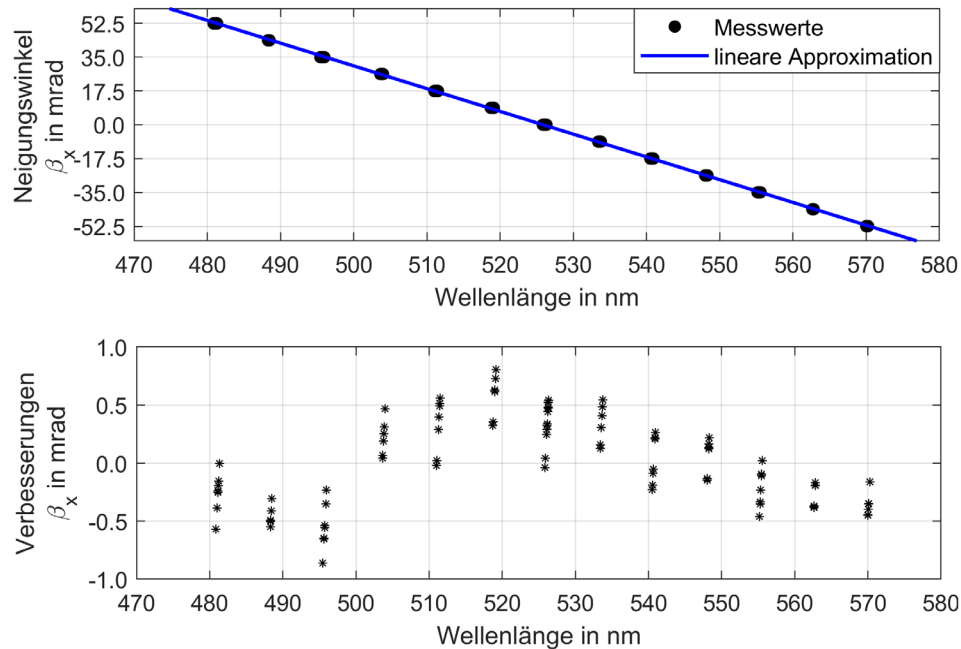


Abb. 7.13: Wellenlängenmesswerte am vertikalen, linken Schlitz

Die Approximation mit einer linearen Funktion (blaue Linie) ergibt Verbesserungen im Bereich von $\pm 1,0$ mrad ($206''$), die noch systematische Abweichungen enthalten. Diese Effekte können zum einen durch herstellungsbedingte Abweichungen der Geometrie des zusätzlich eingebrachten (vertikalen, linken) Schlitzes zu der mit der Gleichung (6.9) geforderten verursacht werden. Eine Abweichung der geometrischen Position in der x -Achse von z. B. $8 \mu\text{m}$ führt bei einer Fadenlänge von 80 mm zu einer Abweichung in der Neigungsmessung von $0,1$ mrad ($21''$) (vgl. Abschnitt 4.4.2). Dies entspricht in etwa dem Toleranzbereich in der mechanischen Fertigung und könnte eine Erklärung der gezeigten Effekte sein. Zum anderen kann die Ursache auch in den sehr niedrigen Intensitätswerten des Messsignals im Bereich < 500 nm begründet sein (vgl. Abb. 7.4). Wie in Abschnitt 5.3.4 gezeigt, sollen die Intensitätswerte der zu bestimmenden Wellenlängen mindestens 20 % des maximalen Intensitätsbereiches entsprechen, um eine ausreichend gute Wellenlängenbestimmung zu ermöglichen. Im Bereich < 500 nm ist dies nicht der Fall. Ein Merkmal der Qualität der ermittelten Wellenlängen sind ihre berechneten Standardabweichungen, die in Abb. 7.14 dargestellt werden.

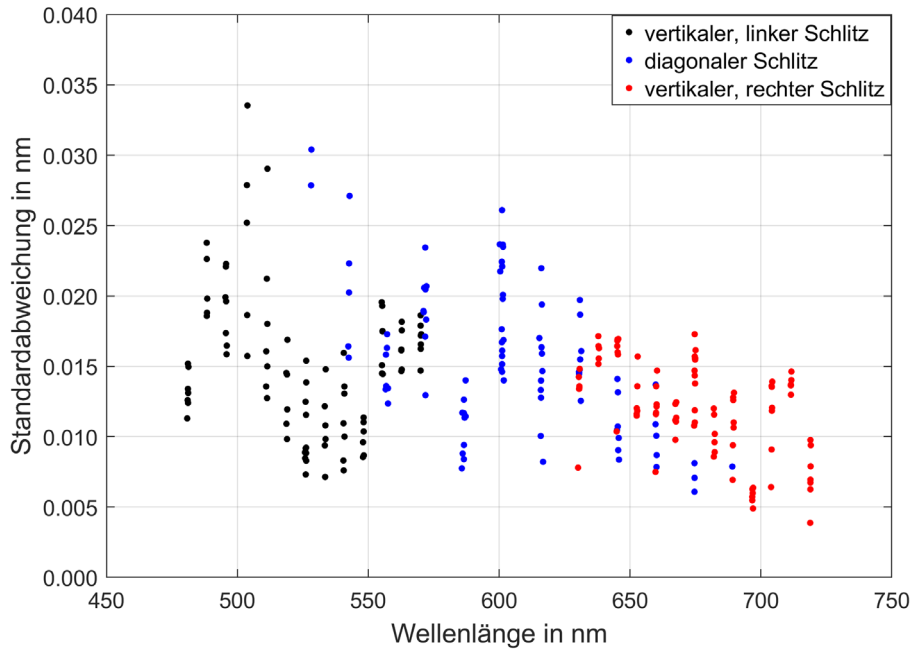


Abb. 7.14: Standardabweichungen der gemessenen Wellenlängen

Die größten Werte der Standardabweichung liegen im mittleren Wellenlängenbereich bei 600 nm und im Bereich von 490 nm bis 510 nm. Der Verlauf ähnelt dem Spektrum der Lichtquelle in Abb. 6.2, in dem ebenfalls bei ca. 600 nm die größten Intensitätswerte vorliegen. Die niedrigsten Standardabweichungen mit einem Mittelwert von 0,012 nm lassen sich für den vertikalen, rechten Schlitz ablesen. Die Wellenlängen an den beiden anderen Schlitzen sind bei Mittelwerten von 0,016 nm (vertikal, links) und 0,015 nm (diagonal) annähernd gleich. Eine leichte Systematik in Abhängigkeit der Wellenlänge ist zwar zu erkennen, jedoch lassen sich damit nicht die in Abb. 7.13 dargestellten Effekte am vertikalen, linken Schlitz begründen.

Da eine Bestimmung der Neigungen auch ohne die Messung der Wellenlänge am vertikalen, linken Schlitz möglich ist, wird, resultierend aus den dargestellten Erkenntnissen, eine Ausgleichung mit den 89 Messungen des ersten und zweiten Kalibrierversuchs aber ohne die Wellenlängenmesswerte am vertikalen, linken Schlitz durchgeführt. Hierbei bilden die Gleichungen f_2 und f_3 des Gleichungssystems (6.10) und die Gleichung (7.1) für $i = 1, \dots, n$ die folgenden nichtlinearen, differenzierbaren Beziehungen $\vec{F} := \{F_j(L, X)\}$ mit $j = 1, \dots, 2 \cdot n$

$$\left. \begin{aligned} F_{2 \cdot i - 1}(L, X) &= \tan \left(\arcsin \left(\frac{\lambda_{m, diag}^i}{g} + \sin \alpha_e \right) \right) + \tan(m_x \beta_x^i) + \tan(m_y \beta_y^i) + m_{xy} \beta_x^i + n_y = 0 \\ F_{2 \cdot i}(L, X) &= \tan \left(\arcsin \left(\frac{\lambda_{m, vert, re}^i}{g} + \sin \alpha_e \right) \right) + \tan(m_x \beta_x^i) - \frac{\tan \beta_{Mb}}{\cos(m_x \beta_x^i)} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (7.12)$$

Die Gitterkonstante wird erneut als konstante Größe mit einem Wert von 854,701 nm (1170,00 L/mm) betrachtet.

Nach fünf Iterationen konvergiert das Ausgleichungsmodell mit einem Minimum der Zielfunktion $\Omega_{\min}$ von $6,7 \cdot 10^{-6}$. In Tab. 7.6 werden die relevanten Ergebnisse der Ausgleichung aufgelistet.

Tab. 7.6: Ergebnisse für die Unbekannten der angepassten Kalibrierung

Ausgeglichene Unbekannte $\hat{X}$			Signifikanztest (t -Test)	
Bezeichnung	Wert	Standard- abweichung	Erwartungs- wert	Prüfgröße t
Einfallswinkel α_e	$-44,6189^\circ$	$0,0017^\circ$	0°	26246,4
Maßstab m_x	0,9986	0,0007	1	2,0
Maßstab m_y	0,9961	0,0007	1	5,6
Maßstab m_{xy}	$-0,0194$	0,0007	0	27,7
Offset in der y -Achse n_y	$-1,10$ mrad ($-0,06^\circ$)	0,02 mrad (4")	0	55,0

Bis auf den Maßstab m_x sind die Werte der Unbekannten denen der gemeinsamen Ausglei-
chung im vorangegangenen Abschnitt sehr ähnlich. Die Änderung des Maßstabes ist nachvoll-
ziehbar, da die Neigungsmessung in der x -Achse von den Wellenlängenmessungen am vertika-
len, linken Schlitz direkt abhängig ist. Die Ergebnisse sind insgesamt deutlich besser als die der
gemeinsamen Ausglei-
chung im vorangegangenen Abschnitt. Zum einen sind die numerischen
Werte der Standardabweichungen geringer und die berechneten Werte somit signifikanter. Zum
anderen zeigen die Verbesserungen der beobachteten Neigungen β_x, β_y im Gegensatz zur
Abb. 7.7 keine Systematiken in Abhängigkeit der Neigungswinkel (Abb. 7.15).

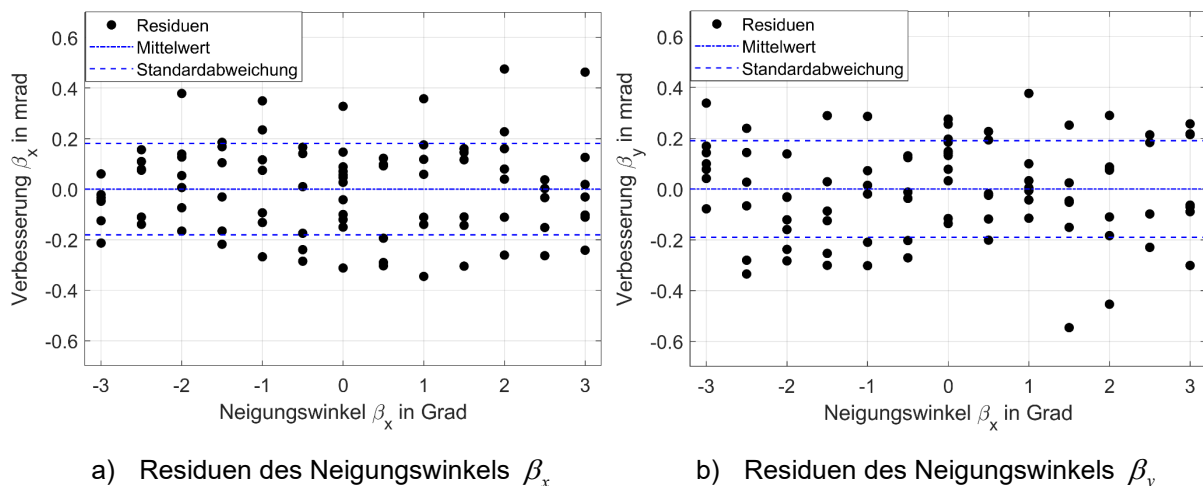


Abb. 7.15: Residuen in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x für die angepasste Kalibrierung

Alle Verbesserungswerte liegen innerhalb von $\pm 0,56$ mrad ($\pm 0,032^\circ$, $\pm 115''$). Systematische
Einflüsse, wie eine Abweichung vom Mittelwert und die Abhängigkeit der Verbesserungen
vom Neigungswinkel β_x sind in diesen Darstellungen nicht erkennbar. Die Standardabwei-
chungen der Residuen betragen jeweils 0,19 mrad (39") für beide Neigungswinkel. Auffällig-
keiten in den Residuen in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_y liegen nicht vor. Daher wird
auf eine Darstellung dieser verzichtet. Stattdessen sollen abschließend die Residuen in Abhän-
gigkeit beider Neigungsachsen gezeigt werden (Abb. 7.16). In dieser Darstellung sind die Ver-
besserungen entsprechend der Farbskala codiert.

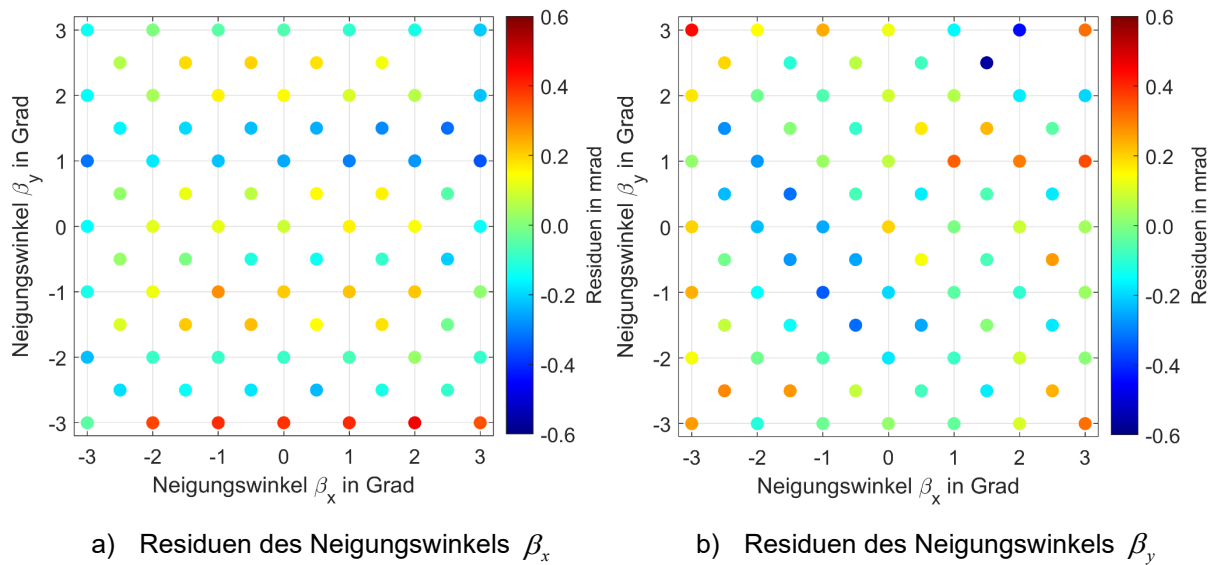


Abb. 7.16: Residuen der Neigungswerte für die angepasste Kalibrierung

Es fällt auf, dass die Werte in Abb. 7.16a bei Änderungen des Neigungswinkels β_y systematisch das Vorzeichen wechseln. Dies ist noch deutlicher in Abb. 7.17a zu erkennen, in der die Verbesserungen in aufsteigender Messreihenfolge betrachtet werden. Dies lässt sich mit Hystereseeffekten erklären. Während der Versuchsdurchführung wurde bei konstantem Neigungswert des Sensors bzgl. der y -Achse schrittweise die Neigung bzgl. der x -Achse verändert. Anschließend wurde der Neigungswinkel β_y verstellt und die Messungen für die verschiedenen Neigungswerte β_x in umgekehrter Reihenfolge durchgeführt. Beispielsweise beträgt die mittlere Differenz der Residuen des Neigungswinkels β_x zwischen den Neigungslagen $\beta_y = -2^\circ$ und $\beta_y = -1^\circ$ 0,22 mrad (45"). Diese Differenz entspricht in etwa den Werten, die bei den Untersuchungen zum Hystereseverhalten in Abschnitt 8.4 bestimmt wurden (vgl. Abb. 8.18).

Um diese Aussage zu überprüfen, wurde der Hystereseeinfluss in einfacher Weise durch eine Korrektur der Wellenlängenmesswerte reduziert. Bei einem Maßstab von ca. 0,84 nm je mrad (vgl. Tab. 7.1) entspricht eine hystereseebedingte Verfälschung des Neigungswinkels β_x von 0,2 mrad einer systematischen Abweichung des Wellenlängenmesswertes am vertikalen, rechten Schlitz von 0,17 nm. Korrigiert man die Messwerte entsprechend des Versuchsaufbaus und führt die Ausgleichung erneut durch, konvergiert das Ausgleichungsmodell nach vier Iterationen mit einem Minimum der Zielfunktion $\Omega_{\min}$ von $6,1 \cdot 10^{-6}$. Die Kalibrierparameter verändern sich zwar nur unwesentlich, aber die systematischen Einflüsse verringern sich deutlich. Die Abb. 7.17b enthält neben den Verbesserungen des Neigungswinkels β_x in aufsteigender Messreihenfolge auch die Sollwerte des Neigungswinkels β_y , um die Messreihenfolge zu veranschaulichen.

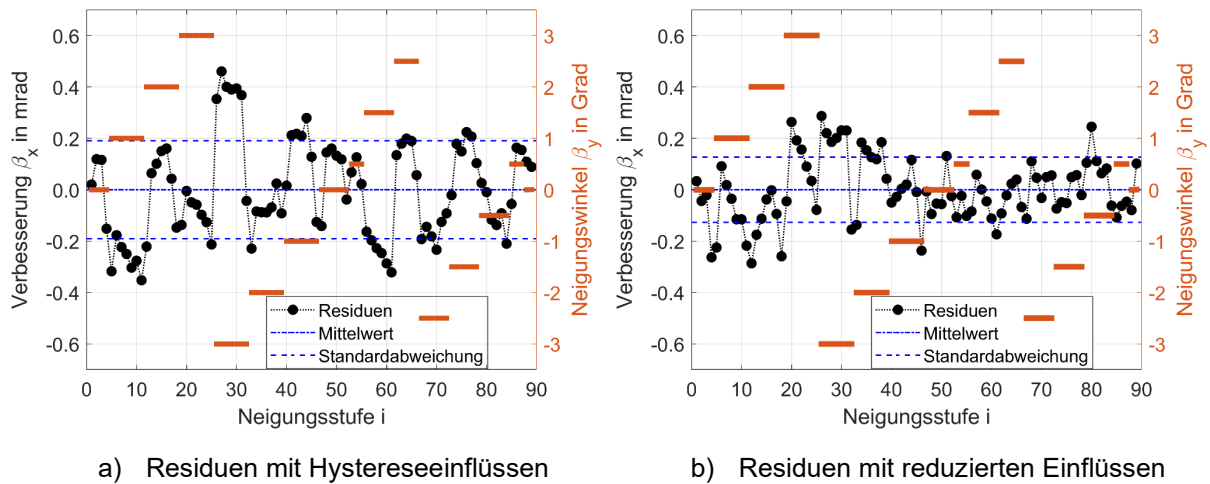


Abb. 7.17: Auswirkungen von Hystereseeffekten auf die Residuen des Neigungswinkels β_x

Die Standardabweichung der Residuen verbessert sich um ca. 33 % und beträgt nach der Reduzierung 0,13 mrad (26"). Die Ergebnisse zeigen, dass die erreichten Ausgleichungsergebnisse neben zufälligen Messabweichungen hauptsächlich von systematischen Hystereseeffekten beeinflusst werden.

7.5 Bewertung der Kalibrierungsergebnisse

Die Kalibrierung des Gesamtsystems mit einer iterativen Auswertung eines nichtlinearen GAUß-HELMERT-Modells, welches in der Literatur als Allgemeinfeld der Ausgleichsrechnung bekannt ist, konnte erfolgreich durchgeführt werden. Dabei wurden 89 Messungen im Messbereich von $\pm 3^\circ$ ausgewertet. Ein Ergebnis ist, dass der vom Hersteller angegebene Wert für die Gitterkonstante zutrifft und nicht neu ermittelt werden muss. Die festgestellten systematischen Abweichungen beider Neigungswinkel in Abhängigkeit des Neigungswinkels β_x sind u. a. auf die Fertigung des vertikalen, linken Schlitzes zurückzuführen. Die Ergebnisse der daraufhin angepassten Ausgleichung ohne die Messwerte dieses Schlitzes belegen dies. Weitere systematische Abweichungen werden durch die Berechnung und Verwendung von drei Maßstabsparametern und einem Offsetwert im Vergleich zur angestrebten Messgenauigkeit des Messsystems von 0,5 mrad (103") ausreichend genau berücksichtigt. Die Ursachen dieser Effekte können nicht vollständig identifiziert werden. Für eine verbesserte Sensorfertigung sind diesbezüglich weitere Untersuchungen anzustreben. Die erreichten Standardabweichungen der Residuen betragen jeweils 0,19 mrad (39") für beide Neigungswinkel. Dabei beträgt der Messbereich $\pm 3^\circ$. Eine Mindestintensität von 10 % zur Bestimmung der Wellenlängen ist ausreichend. In Abb. 7.18 werden die Verbesserungen in zweidimensionaler Vektorform gezeigt, die sich mithilfe der angepassten Ausgleichung ergeben.

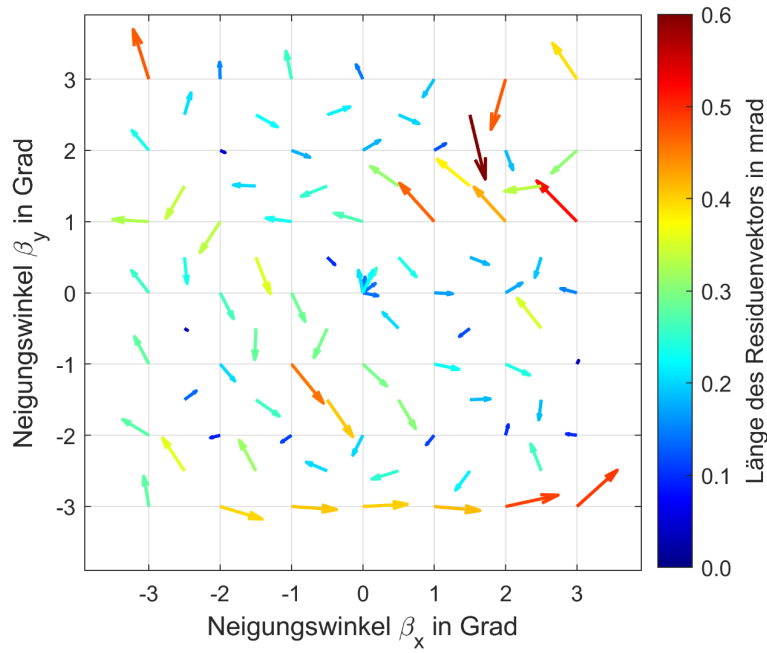


Abb. 7.18: Residuen in Vektorform der angepassten Ausgleichung

Die Längen der Vektoren sind entsprechend der Farbskala codiert. Der Maximalwert beträgt 0,58 mrad (0,033°, 120'') am Neigungspunkt $\beta_x = 1,5^\circ$, $\beta_y = 2,5^\circ$. Ob dies ein Messfehler ist, kann weder bestätigt noch ausgeschlossen werden. Es sind keine bzw. nur sehr geringe Systematiken zu erkennen. Lediglich die Vektoren bei einer Sensorneigung in y -Richtung von -3° zeigen überwiegend nach rechts. Die berechneten Neigungswerte sind in diesen Fällen größer als die gemessenen Soll-Neigungswerte β_x . Allerdings sind diese Abweichungen deutlich kleiner als die angestrebte Messgenauigkeit des Messsystems von 0,5 mrad (103'').

Im Vergleich zu den berechneten Werten der Standardabweichungen für die Neigungswerte von 0,19 mrad (39'') in beiden Neigungsrichtungen sind die in Abschnitt 4.4.1 prognostizierten etwa um Faktor 2 geringer. Allerdings wurde für diese Berechnung u. a. eine Standardabweichung für die Wellenlänge von 0,1 nm verwendet. Eine erneute Durchführung der Varianzfortpflanzung wie in Abschnitt 4.4.1 mit den kalibrierten Werten für den Einfallswinkel und die Gitterkonstante und ihren Standardabweichungen sowie der Berücksichtigung einer Standardabweichung für die Wellenlänge von 0,015 nm (vgl. Abb. 7.14) führt sogar zu noch niedrigeren Werten von $< 0,04$ mrad (8''). Diese sind um Faktor 5 geringer. Daher ist anzunehmen, dass die Messdaten noch weitere, systematische Effekte aufweisen. Diese liegen, wie bereits erläutert, unterhalb der angestrebten Messgenauigkeit des Messsystems und sind hauptsächlich auf nicht modellierbare Hystereseeffekte zurückzuführen (siehe Abb. 7.17). Das für die Kalibrierung gewählte Modell ist zutreffend und muss nicht weiter verbessert werden. Eine Ermittlung der Neigungswerte aus den Wellenlängenmesswerten am diagonalen und am vertikalen, rechten Schlitz kann mit den in Tab. 7.6 genannten Parametern sowie mithilfe der Gleichung (7.1) und den angepassten Bestimmungsgleichungen (7.12) in der Form

$$\vec{f} := \begin{pmatrix} f_1(\beta_x, \beta_y) \\ f_2(\beta_x) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \tan \alpha_{m,diag} + \tan(m_x \beta_x) + \tan(m_y \beta_y) + m_{xy} \beta_x + n_y \\ \tan \alpha_{m,vert} + \tan(m_x \beta_x) - \frac{\tan \beta_{Mb}}{\cos(m_x \beta_x)} \end{pmatrix} = 0 \quad (7.13)$$

erfolgen.

Alternativ können für den praktischen Einsatz die Neigungswinkel mit allen drei Wellenlängenmesswerten und den Bestimmungsgleichungen (6.10) unter Verwendung der Kalibrierparameter in Tab. 7.5 berechnet werden. Da in diesem Fall in jeder Gleichung genau eine beobachtete Wellenlänge vorliegt und die Größen β_x und β_y unbekannt sind, kann eine Ausgleichungsaufgabe mit dem GAUß-MARKOV-Modell (bekannt als vermittelnde Ausgleichung) durchgeführt werden. Auch wenn die berechneten Standardabweichungen aufgrund der geringen Redundanz ($u = 1$) vermutlich nicht besonders vertrauenswürdig sein werden, ist diese Vorgehensweise geeignet, um die Messungen zu kontrollieren und grobe Messfehler aufzudecken.

8 Experimentelle Ergebnisse

Zur Beurteilung der Einsatz- und Leistungsfähigkeit des Messsystems für die Bauwerksüberwachung werden im Folgenden Messungen und deren Ergebnisse zum Einlaufverhalten, zur Langzeitstabilität, zur Wiederholgenauigkeit sowie zur Eigenfrequenz und der Abklingdauer einer induzierten Schwingung vorgestellt. Die Messungen wurden erneut im Geodätischen Messlabor der Bauhaus-Universität Weimar durchgeführt. Die Vorteile dieses Raumes (Klimatisierung, spezielle Arbeitsplätze) sowie der Messaufbau (vgl. Abb. 7.5) auf dem aus drei Ebenen bestehenden Neigungstisch sind bereits ausführlich beschrieben (siehe Kapitel 5 und Abschnitt 7.2). Die Bestimmung der Soll-Neigungswinkel des Neigungstisches erfolgte, wie schon in Abschnitt 5.2 detailliert dargestellt, mit Autokollimationsmessungen mit der Totalstation LEICA TS 15. Zur Steuerung der Versuche wurde eine in MATLAB entwickelte GUI verwendet (Abb. 8.1).

The screenshot shows the 'Sensor GUI' window with a blue title bar and standard window controls. The interface is divided into several sections:

- Top Tabs:** 'Eingabeparameter' (selected), 'Referenzmessung', 'Messung', and 'Fehler Log'.
- Spektrometer Section:**
 - Integrationszeit [ms]: 11
 - Akkumulationslänge: 50
- Sensor Section:**
 - Referenzmessung:**
 - ☒ Referenzmessung verwenden
 - Button: Dateipfad auswählen
 - Sensorparameter:**
 - Einfallswinkel [°]: -44.6189
 - Gitterkonstante [l/mm]: 1170
 - Kalibrierparameter:**
 - mx: 0.9986
 - my: 0.9961
 - mxy: -0.0194
 - ny: -0.0011
- Auswertung Section:**
 - Moving Average Fenstergröße: 31
 - ☒ Spektrumsvisualisierung speichern
 - Button: Ordner auswählen
 - ☐ Verwendung von 3 Wellenlängen

Abb. 8.1: Bedienoberfläche der Software zur Registrierung und Auswertung der Messwerte

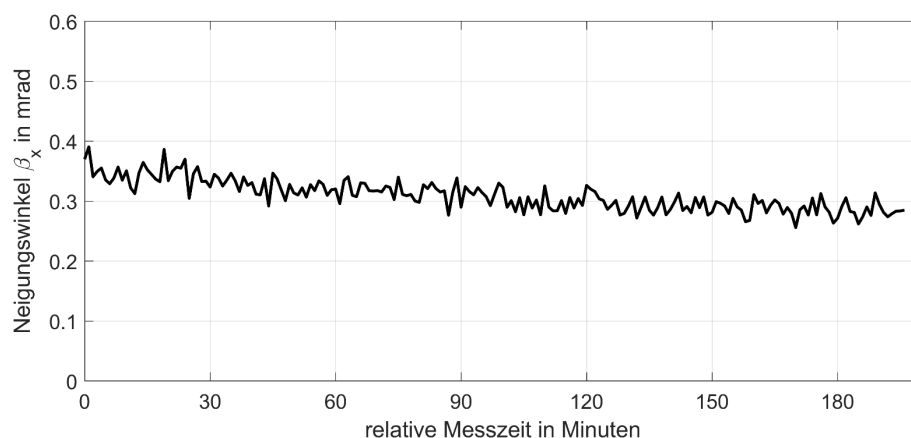
Nach dem Einstellen von Parametern, wie der Messfrequenz und Angaben zur Signalakkumulation können zum einen die gemessenen und ausgewerteten Spektrometermesswerte und zum anderen die mit den Gleichungen (7.13) berechneten Neigungswerte angezeigt und gespeichert werden. Die Berechnung der Neigungswerte erfolgt voreingestellt nur mit den beiden Wellenlängen am diagonalen und vertikalen, rechten Schlitz. Eine Umstellung auf die Verwendung aller drei Wellenlängen ist problemlos möglich.

8.1 Einlaufverhalten

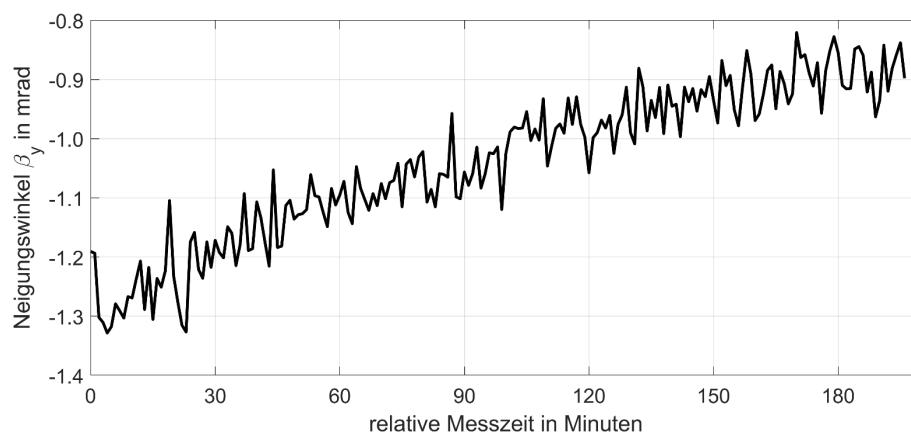
Wie in Abschnitt 2.3.2 beschrieben, können bei der in der Messtechnik eingesetzten Sensorik Einlaufeffekte auftreten. In diesem Fall ändert sich nach der Inbetriebnahme des Sensors die zu erfassende Messgröße, bis sie einen konstanten Wert annimmt. Der in dieser Arbeit entwickelte Neigungssensor beinhaltet keine elektronischen Bauteile. Dennoch soll sein Einlaufverhalten überprüft werden, da er zum Betrieb eine Lichtquelle und eine Auswerteeinheit (Spektrometer) benötigt, in denen elektronische Bauteile verbaut sind.

8.1.1 Einlaufverhalten des Messsystems

Für den Versuch wurde der gleiche Aufbau gewählt, welcher bei der Kalibrierung verwendet wurde. Die LED-Lichtquelle und das Spektrometer befinden sich in unmittelbarer Nähe zum Neigungssensor, der auf dem aus drei Ebenen bestehenden Neigungstisch aufgebaut ist. Die Neigung des Sensors wurde dabei nur näherungsweise auf den Nullwert in beiden Achsen eingestellt. Eine exakte Ausrichtung ist für die Untersuchung des Einlaufverhaltens nicht nötig; sie sollte sich jedoch während der Messungen nicht verändern. Sowohl Lichtquelle als auch Spektrometer wurden in Betrieb genommen, direkt anschließend startete die Messwerterfassung mit einer Messfrequenz von einer Messung je Minute über einen Zeitraum von etwas mehr als drei Stunden. Die aufgezeichneten Neigungswerte zeigt Abb. 8.2.



a) Neigungswinkel β_x



b) Neigungswinkel β_y

Abb. 8.2: Einlaufverhalten des Neigungssensors

Beide Neigungswerte zeigen einen Trend. Der des Neigungswinkels β_x ist deutlich schwächer gegenüber dem des Neigungswinkels β_y ausgeprägt. Der Neigungswinkel β_x ändert sich im untersuchten Zeitraum um etwa 0,08 mrad (16''); der Neigungswinkel β_y ändert sich im gleichen Zeitraum mit ca. 0,35 mrad (72'') viermal stärker. Diese Änderungen sind signifikant und liegen im Bereich der angestrebten Messauflösung. Eine Klärung der Ursache ist daher Gegenstand der nachfolgenden Untersuchungen.

Die Messsignale, die im Rahmen des Versuchs gemessen wurden, zeigen eine abnehmende Intensität mit fortschreitender Messdauer. Einige ausgewählte Messsignale in Abb. 8.3a veranschaulichen diese Anomalie. Aus den Messsignalen werden durch Abzug des für die Dauer der Messung als konstant angenommenen Hintergrundsignals und anschließender Normierung die Sensorsignale berechnet. In den Sensorsignalen wirkt sich die beschriebene Veränderung der Intensität noch deutlicher aus (Abb. 8.3b).

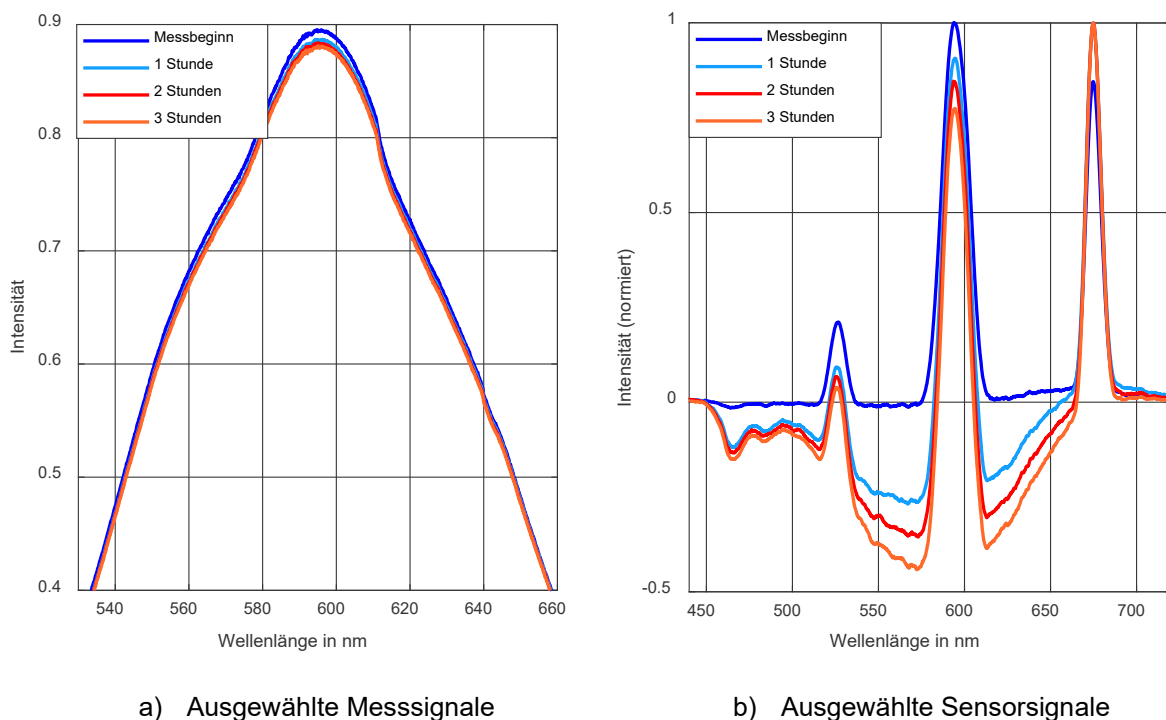


Abb. 8.3: Detailausschnitte von Signalen zu verschiedenen Messzeitpunkten

Aufgrund der durchgeführten Normierung des Sensorsignals werden die Bereiche neben den Peaks, die im Normalfall keine bzw. sehr geringe Intensitäten aufweisen, stark verändert. Dadurch kommt es im Speziellen um den mittleren Peak (am diagonalen Schlitz) sehr wahrscheinlich zu fehlerhaften Approximationsergebnissen. Um aussagekräftige Vergleichswerte zu den Intensitätsänderungen zu erhalten, ist für jede Messung die Gesamtintensität des jeweiligen Messsignals als Summe der Einzelintensitäten bestimmt und der Gesamtintensität der ersten Messung gegenübergestellt. Die Ergebnisse zeigt Abb. 8.4.

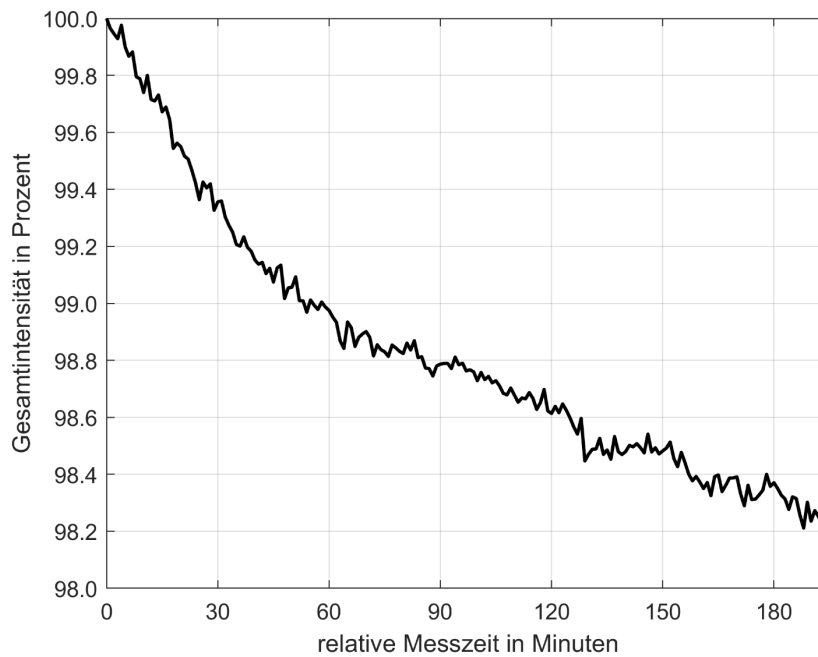


Abb. 8.4: Abnahme der Intensität des Messspektrums

Wie in Abb. 8.3 schon zu erkennen ist, nimmt die Intensität des Messsignals im untersuchten Messzeitraum von ca. drei Stunden ab. Die Reduzierung beträgt etwa 1,7 %. Die Temperaturmessungen im Labor zeigen für die Dauer des Versuchs keine Änderung der Raumtemperatur. Auch Neigungsänderungen konnten nicht festgestellt werden. Zur Ermittlung von Ursachen für dieses Verhalten erfolgt eine getrennte Betrachtung des Einlaufverhaltens des Spektrometers und der Lichtquelle. Die Ergebnisse werden im Folgenden gezeigt.

8.1.2 Einlaufverhalten des Spektrometers

Im Vergleich zum im Abschnitt zuvor beschriebenen Messaufbau sowie -ablauf wurden zwei Veränderungen vorgenommen. Um mögliche Einflüsse durch das Schwerependel und des geometrischen Musters auszuschließen, wurden diese entfernt. Ohne das Schwerependel enthält das Messsignal neben dem Hintergrundsignal das komplette vom Hohlspiegel reflektierte Spektrum. Eine Änderung des Messsignals aufgrund von Lageänderungen des Schwerependels ist somit ausgeschlossen. Zudem sollte ein mögliches Einlaufverhalten der Lichtquelle die Messung nicht beeinflussen. Daher war die LED bereits seit mehreren Tagen vor Messbeginn in Betrieb genommen worden, sodass davon ausgegangen werden kann, dass ein mögliches Einlaufverhalten abgeschlossen ist.

Für den Versuch wurde das Spektrometer eingeschaltet und direkt anschließend die Messwert-erfassung gestartet. Die Messung erfolgte über einen Zeitraum von drei Stunden. Das Messintervall betrug eine Minute. Zum Vergleich mit den zuvor gezeigten Ergebnissen sind erneut für jede Messung die Gesamtintensitäten der jeweiligen Messsignale als Summe der Einzelintensitäten bestimmt und der Gesamtintensität der ersten Messung gegenübergestellt (Abb. 8.5).

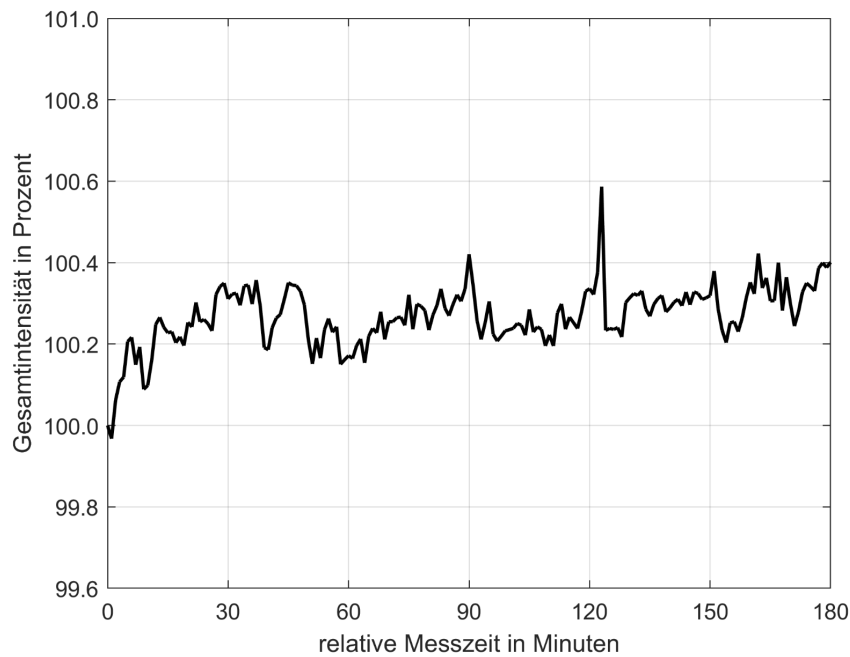


Abb. 8.5: Einlaufverhalten des Spektrometers

Die Intensitätsänderungen über den untersuchten Zeitraum sind gering. In den ersten 10 Minuten kommt es zu einer Erhöhung der Intensität um ca. 0,2 %; diese steigt in der Folgezeit noch leicht an, sodass nach etwa 30 Minuten ein stabiler Zustand erreicht ist. Dieser liegt ca. 0,3 % über dem Ausgangszustand. Nach 30 Minuten variieren die Werte lediglich um $\pm 0,1$ %. Eine Erklärung für die Abnahme der Intensität, wie im Abschnitt zuvor gezeigt, kann mit diesen Ergebnissen nicht erfolgen.

8.1.3 Einlaufverhalten der Lichtquelle

Nachdem ein Einlaufverhalten des Messsystems nicht mit einem Einlaufverhalten des Spektrometers begründet werden kann, wird in ähnlicher Weise die Intensität der Lichtquelle untersucht. Der zuvor beschriebene Messaufbau blieb erhalten; die Messungen erfolgten folglich ohne Verwendung des Schwerependels und des geometrischen Musters. Für den Versuch war das Spektrometer seit einigen Stunden in Betrieb, sodass die geringen Intensitätsänderungen aufgrund seines Einlaufverhaltens als abgeschlossen angenommen werden können. Die Lichtquelle wurde in Betrieb genommen, direkt anschließend startete die Messwerterfassung. Erste Messungen mit einer Dauer von etwa drei Stunden zeigten deutlich eine fortlaufende Intensitätsänderung, sodass nachfolgend die Messergebnisse einer Messung, die über einen Zeitraum von etwas mehr als vier Tagen lief, gezeigt werden sollen. Das Messintervall beträgt in der ersten Stunde der Messung eine Minute, dann bis zum Messende zehn Minuten. Eine Auswahl der aufgezeichneten Messspektren zeigt Abb. 8.6.

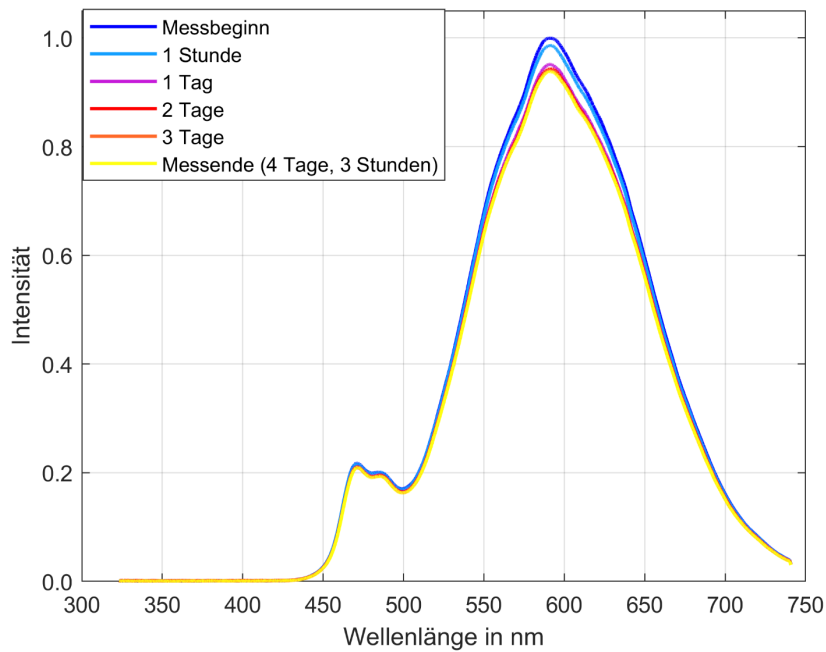


Abb. 8.6: Messspektren zu verschiedenen Messzeitpunkten

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Intensität des Messspektrums mit steigender Messdauer abnimmt. Für aussagekräftige Vergleichswerte ist erneut für jede Messung die Gesamtintensität des jeweiligen Messsignals als Summe der Einzelintensitäten bestimmt und der Gesamtintensität der ersten Messung gegenübergestellt. Die Ergebnisse zeigt Abb. 8.7.

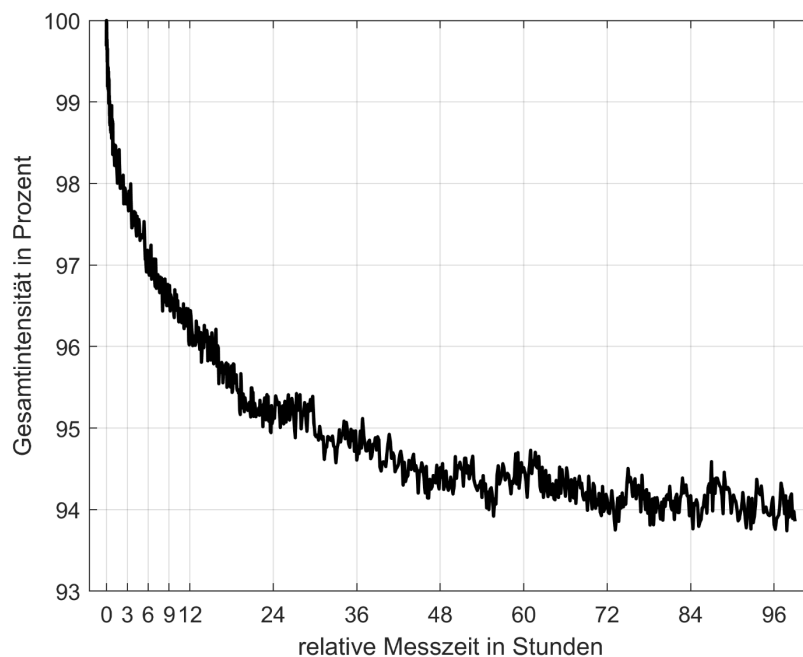


Abb. 8.7: Intensitätsänderungen der LED

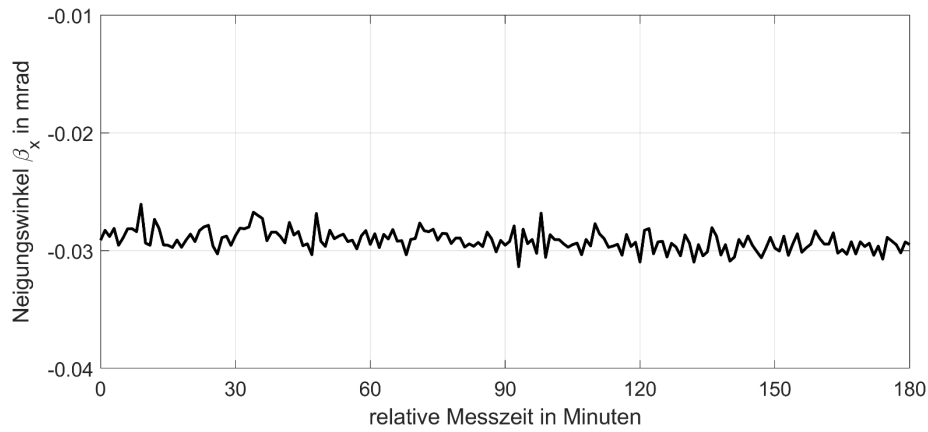
In den ersten 12 Stunden der Betriebszeit der LED verändert sich die Intensität des Messsignals stark; sie reduziert sich um etwa 2 % nach drei Stunden, um etwa 3 % nach sechs Stunden und um ca. 4 % nach 12 Stunden. Danach verflacht die Reduzierung bis sich nach etwa zwei Tagen ein stabiler Zustand bei ca. 94 % des Ausgangssignals einstellt. Das Verhalten zeigt im Vergleich mit den Ergebnissen der Intensitätsänderungen des Sensors eine hohe Übereinstimmung.

Wie in Abb. 8.4 gezeigt, beträgt die Abnahme der Intensität nach etwa drei Stunden Messzeit ca. 1,7 %. Im gleichen Messzeitraum zeigt Abb. 8.7 eine Intensitätsreduzierung von knapp 2 %. Wird die Intensitätserhöhung durch das Einlaufverhalten des Spektrometers (Abb. 8.5) von 0,3 % berücksichtigt, ist die Intensitätsänderung beim Einlaufverhalten des Sensors sehr gut reproduzierbar.

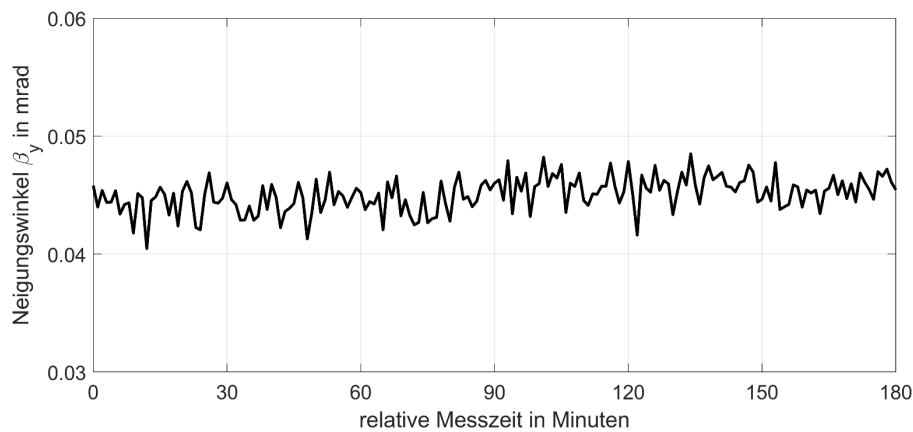
8.1.4 Bewertung des Einlaufverhaltens

In den Untersuchungen zu möglichen Einlaufeffekten des Sensors wurde ein Einlaufverhalten von wenigen zehntel Milliradiant festgestellt. Dieses lässt sich mit dem signifikanten Einlaufverhalten der Lichtquelle begründen, welches erst nach ca. zwei Tagen so weit abgeschlossen ist, dass sich ein stabiler Zustand bei etwa 94 % der Lichtintensität zu Messbeginn einstellt. Ein signifikantes Einlaufverhalten des Spektrometers sowie andere Ursachen wurden nicht identifiziert. Für den Betrieb von LEDs ist bekannt, dass eine kurzweilige Einschaltverzögerung und ein langsamer Helligkeitsverlust auftreten. Beispielsweise laden sich die Kondensatoren der LED-Transformatoren nach dem Einschalten relativ langsam auf, sodass die volle Lichtleistung erst nach einigen Millisekunden oder Sekunden erreicht wird. Der Effekt des langsamen, stetigen Helligkeitsverlustes wird als Degradation oder auch Lichtstromrückgang bezeichnet [SCHOLDT 2014]. Das begründet sich im Allgemeinen mit Folgen des Fertigungsprozesses (Risse im Verguss, minimale Verunreinigungen im Halbleiterkristall) sowie Alterungseffekten (Vergilbung, abnehmende Leistung des LED-Chips). Dies führt zu Materialveränderungen, die durch die Erwärmung der LED bei jedem Einschalten und während der Leuchtzeit langsam voranschreiten. Eine erhöhte Umgebungstemperatur oder eine Einbauposition mit unzureichender Kühlung beschleunigen diesen Prozess zusätzlich [STÖGER 2022]. Diese Effekte können jedoch nicht für das gezeigte Verhalten der LED verantwortlich sein. Wahrscheinlicher ist eine Änderung der internen Temperatur der LED. Auf Nachfrage teilte der Hersteller mit, dass es „... im Allgemeinen nicht ungewöhnlich ist, dass die Ausgangsleistung einer LED leicht schwankt. Das liegt am meisten an der Veränderung der Temperatur des LED-Chips. Natürlich führt der Kühlkörper die Wärme ab, jedoch kann sich dennoch eine gewisse Temperatursteigerung nicht vermeiden. Es gibt nämlich keine aktive Kühlung ...“. Ein Abfall in der Intensität von 2 % bis 4 % ist bei Dauerbetrieb der Normalfall [KARPENKO 2024].

Da für den ordnungsgemäßen Betrieb des Neigungssensors ein konstantes Lichtspektrum notwendig ist, muss derzeit auf eine „Warmlaufzeit“ der Lichtquelle von etwa zwei Tagen geachtet werden. Nur so können die gezeigten Effekte so weit reduziert werden, dass sich ein stabiler Zustand einstellt. Wird dies beachtet, ist kein Einlaufverhalten zu erwarten, wie ein abschließender Versuch zeigt (Abb. 8.8).



a) Neigungswinkel β_x



a) Neigungswinkel β_y

Abb. 8.8: Messwerte des Neigungssensors nach Abschluss des Einlaufverhaltens

Beide Neigungswerte zeigen keinen signifikanten Trend. Das Rauschen des Neigungswinkels β_x ist etwas schwächer gegenüber dem des Neigungswinkels β_y ausgeprägt. Bei einem Mittelwert von $-2,9 \cdot 10^{-2}$ mrad ($6''$) weist der Neigungswinkel β_x eine Standardabweichung einer Einzelmessung von $1 \cdot 10^{-3}$ mrad ($0,2''$) auf. Die Standardabweichung des Neigungswinkels β_y hat ebenfalls einen Wert von $1 \cdot 10^{-3}$ mrad ($0,2''$) bei einem Mittelwert von $4,5 \cdot 10^{-2}$ mrad ($9''$). Welche Effekte zu dem gezeigten Verhalten der LED führen, konnte nicht geklärt werden. Es unterstreicht aber die Notwendigkeit solcher Untersuchungen. In weiteren Versuchen mit anderen Lichtquellen des gleichen Typs ist zu klären, ob es sich z. B. um einen Fertigungsfehler handelt. Für einen dauerhaften Einsatz des Neigungsmesssystems mit dieser Lichtquelle ist es empfehlenswert, das Spektrum regelmäßig auf Intensitätsänderungen zu überprüfen. Dies ist einfach möglich, indem anstelle des verwendeten 1:2 Splitters ein 2:2 Splitter eingesetzt wird. Der zusätzliche optische Ausgang kann zur Messung des LED-Spektrums genutzt und auftretende Intensitätsänderungen durch Anpassung der Integrationszeit kompensiert werden. Der Vollständigkeit halber werden in Abb. 8.9 die Gesamtintensitäten der jeweiligen Messsignale gezeigt, aus denen ebenfalls über den untersuchten Zeitraum kein Trendverhalten abzuleiten ist.

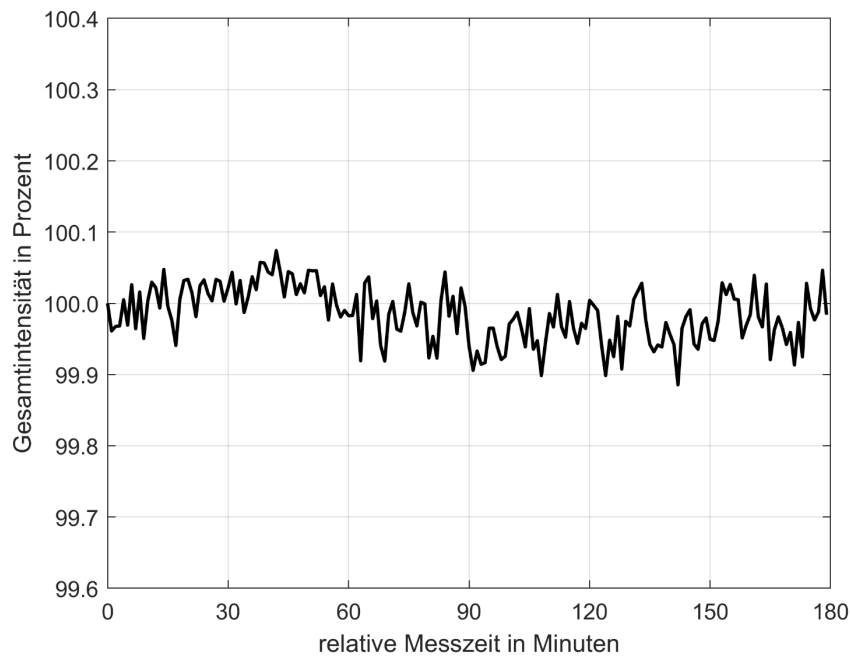


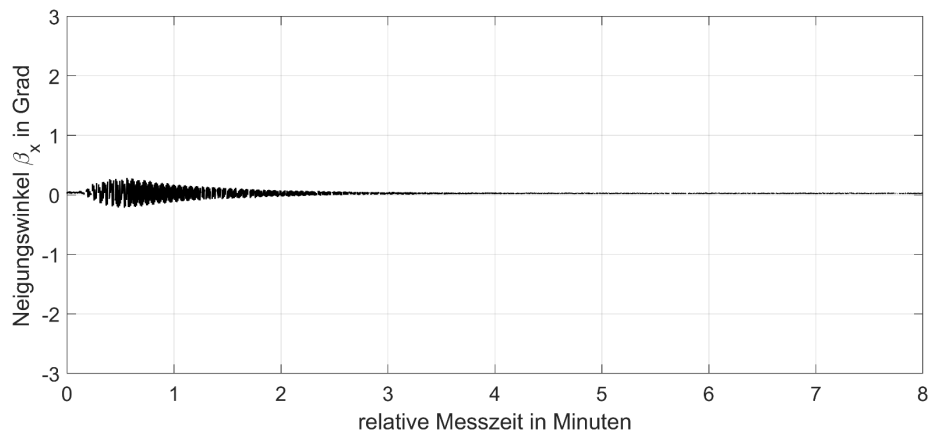
Abb. 8.9: Intensität des Messspektrums nach Abschluss des Einlaufverhaltens

8.2 Schwingverhalten

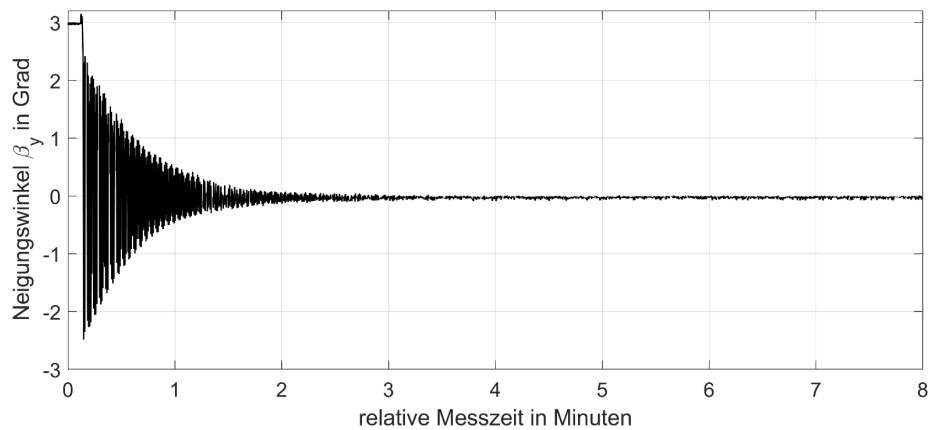
Der in dieser Arbeit entwickelte Sensor zählt zur Gruppe der Pendelneigungssensoren. Da das Pendel durch ein Umsetzen des Sensors oder aufgrund von auftretenden Erschütterungen ausgelenkt werden kann, soll das Schwingungsverhalten des schwerkraftabhängigen Vertikalpendels untersucht werden. Dazu gehört die Bestimmung der Abklingdauer und der Schwingfrequenz einer möglichen Eigenschwingung. Mit Kenntnis dieser Größen lassen sich Aussagen über die Notwendigkeit möglicher Dämpfungen und über realisierbare Messfrequenzen ableiten. Zur zuverlässigen Bestimmung der Schwingfrequenz des Pendels muss eine geeignete Messfrequenz festgelegt werden. Dabei ist das NYQUIST-SHANNON-Abtasttheorem zu beachten, um Fehlinterpretationen der berechneten Frequenzen, sogenannte Alias-Effekte, zu vermeiden. Das Theorem schreibt vor, dass die Messfrequenz, mit der ein Signal abgetastet wird, mindestens doppelt so hoch sein soll, wie die im Signal enthaltene maximale Frequenz. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass nur Frequenzen, die höchstens halb so groß wie die Messfrequenz sind, sicher bestimmt werden können.

Die Schwingfrequenz des Schwerependels berechnet sich unter der Annahme von kleinen Amplituden, wie in Abschnitt 6.4.2 gezeigt, mit Gleichung (2.2) zu ca. 1,76 Hz. Die Messfrequenz sollte folglich $> 3,52$ Hz sein, um die prognostizierte Schwingfrequenz des Pendels zuverlässig zu bestimmen. Die bisher eingesetzte Signalakkumulation über einen Zeitraum von 0,6 s (siehe Abschnitt 6.4.2) reduziert u. a. die Effekte von möglichen Eigenschwingungen. Zudem ist auf diese Weise keine Messfrequenz > 1 Hz realisierbar. Sie wird daher nicht durchgeführt und die Messung des Sensorsignals erfolgt mit einer Messrate von 10 Hz ohne Signalakkumulation. Die Standardabweichungen der berechneten Wellenlängen werden sich dadurch verschlechtern, was in diesem Fall jedoch nicht vermeidbar ist. Die Filterung mit einem zentrierten gleitenden Mittelwertfilter erfolgt wie beschrieben mit einer Filterlänge von 31.

Um das Pendel in Schwingung zu versetzen, z. B. infolge einer Erschütterung, wurde der Neigungstisch mit dem darauf positionierten Sensor in Bezug zur Sensornulllage verkippt und anschließend ruckartig auf die Ausgangsposition zurückgesetzt. Dieses Vorgehen wurde messtechnisch durch die kontinuierliche Messung der Sensorneigungen in beiden Achsen erfasst. Der Versuch wurde zweimal für je eine induzierte Schwingung entlang einer Messachse durchgeführt. Dabei wurde jeweils die Neigung des Sensors in einer Messrichtung näherungsweise auf den Nullwert und in der anderen auf den maximalen Messwert von 3° eingestellt. Dies erfolgte durch eine manuelle Verkipfung des Neigungstisches und die Fixierung dieser Position mithilfe eines Keiles. Nach einer kurzen Wartezeit wurde die Messwerterfassung mit einer Messfrequenz von 10 Hz gestartet. Anschließend wurde der Keil entfernt, woraufhin sich die Tischneigung in einer Messrichtung schlagartig von 3° auf 0° änderte. Nach 8 Minuten wurde die Messung beendet. Exemplarisch zeigt Abb. 8.10 die aufgezeichneten Neigungsmesswerte des Sensors bei einer Schwingung entlang der y -Achse.



a) Neigungswinkel β_x



b) Neigungswinkel β_y

Abb. 8.10: Schwingverhalten des Neigungssensors

Anhand der Messwerte lässt sich der beschriebene Versuchsablauf gut nachvollziehen. Die Neigungswerte β_y in Abb. 8.10b liegen zu Beginn der Messung bei ca. 3° . Nach dem abrupten Ändern der Tischneigung zeigen die Messwerte eine gedämpfte harmonische Schwingung um

den Nullwert. Nach etwa 3 Minuten Abklingzeit hat das Pendel seine Ruhelage eingenommen; der Messwertverlauf ist konstant. Entlang der x -Achse zeichnet das Funktionsmuster lediglich eine leichte Schwingung mit einer maximalen Amplitude von $<0,3^\circ$ ($<5,25$ mrad) auf (Abb. 8.10a). Dies entspricht weniger als 10 % bzgl. der induzierten Schwingungsamplitude. Die Schwingung ist ebenfalls nach ca. 3 Minuten abgeklungen.

Um die Schwingfrequenz des Schwerependels zu bestimmen, wurden die Neigungswerte in der willkürlich festgelegten Zeitspanne zwischen 8 Sekunden und 2 Minuten mithilfe einer Fast-FOURIER-Transformation, siehe z. B. [HEUNECKE et al. 2013, S. 366ff], in den Frequenzbereich überführt. Das berechnete Frequenzspektrum zeigt Abb. 8.11.

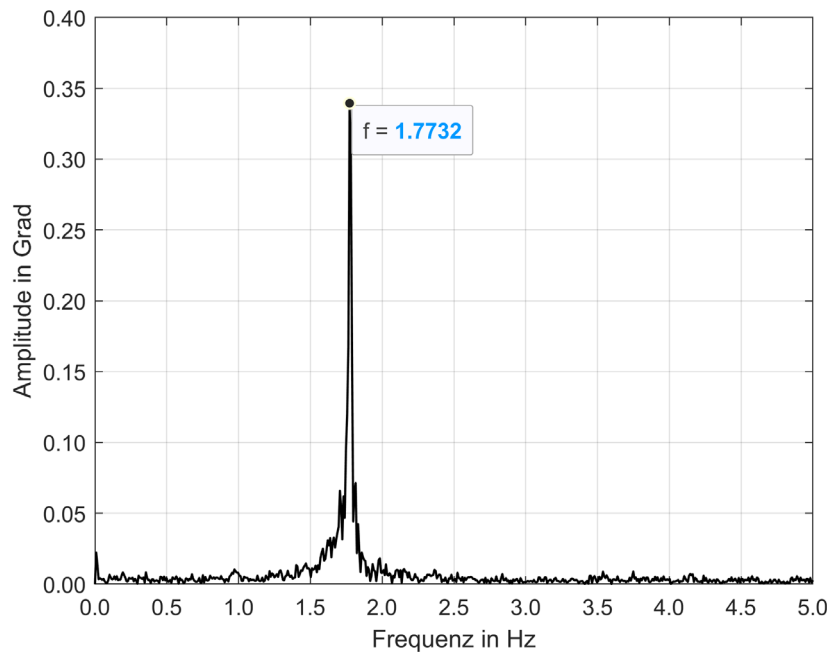


Abb. 8.11: Frequenzspektrum des Messsignals

Die primär vorliegende Frequenz kann mit 1,77 Hz abgelesen werden. Die Auflösung der Frequenzachse beträgt in etwa 0,01 Hz. Dieses Ergebnis bestätigt die angenommene Schwingfrequenz der Eigenschwingung des Pendels von 1,76 Hz, welche im niederfrequenten Bereich von möglichen Bauwerksschwingungen <10 Hz liegt.

Die zu Beginn dieses Abschnittes angenommene Verschlechterung der Standardabweichung bei der Bestimmung der Wellenlängen ist deutlich in den Messwerten zu erkennen. Beispielsweise zeigt Abb. 8.12 die Standardabweichungen der Wellenlänge am diagonalen Schlitz.

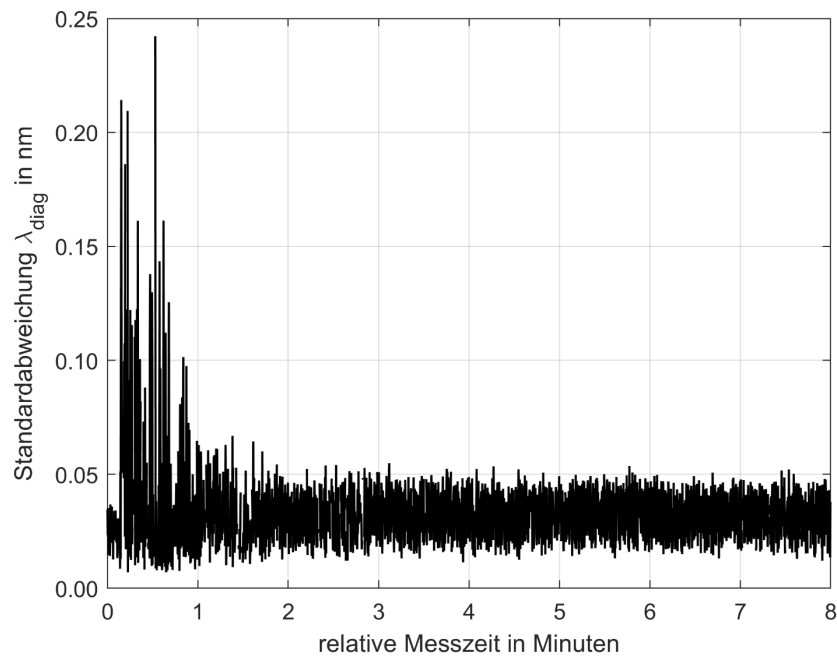
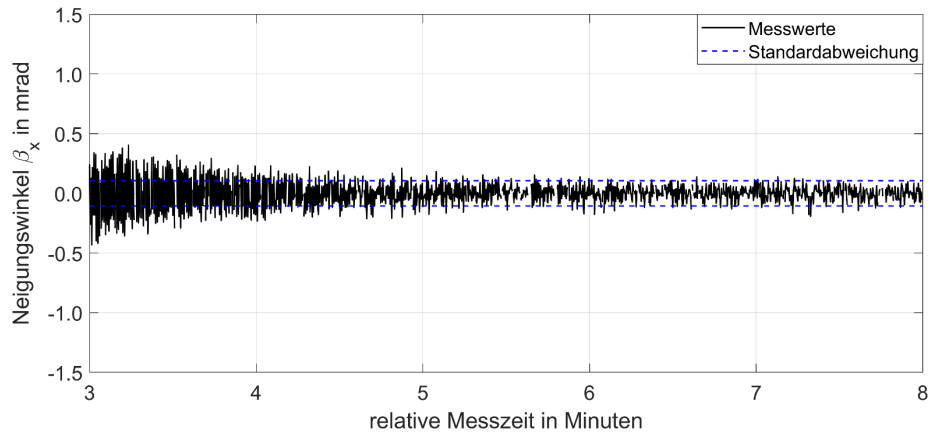
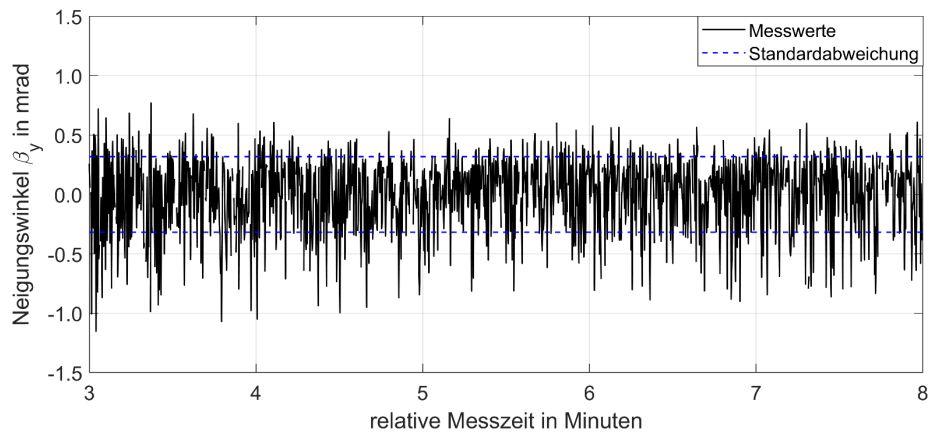


Abb. 8.12: Standardabweichungen der Wellenlänge am diagonalen Schlitz

Die mittlere Standardabweichung beträgt 0,033 nm. Sie ist fast dreimal größer als die während der Kalibrierungsmessungen erreichten Werte (vgl. Abb. 7.14). Im Bereich der maximalen Schwingungsamplituden in der ersten Minute der Messung sind die Werte mit $> 0,1$ nm noch deutlich höher. Zu begründen ist dieser Umstand mit der Nichtdurchführung einer Signalakkumulation des Sensorsignals, sodass keine Verbesserung des SNR erfolgt. In der Folge weisen die berechneten Neigungswerte ebenfalls ein starkes Rauschen auf, wie Abb. 8.13 zeigt.



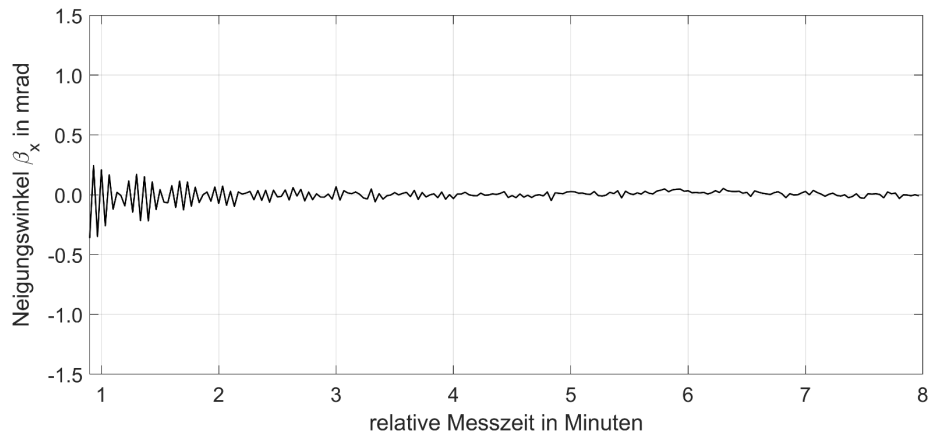
a) Neigungswinkel β_x



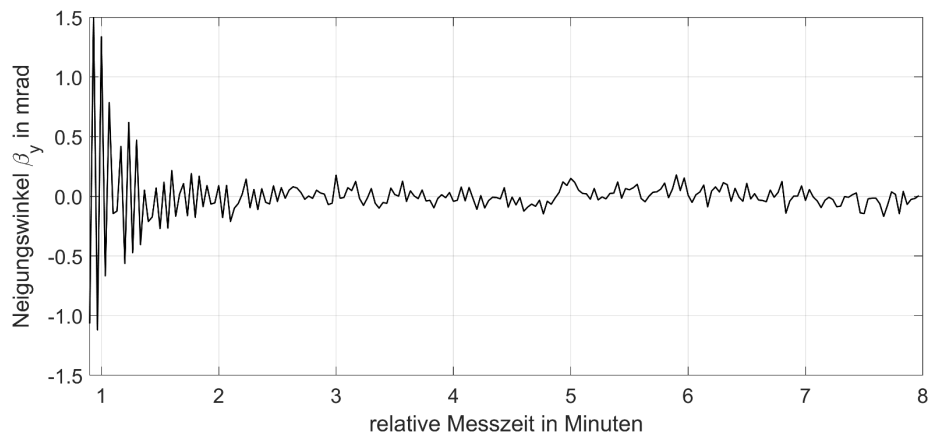
b) Neigungswinkel β_y

Abb. 8.13: Messwerte des Neigungssensors ohne Signalakkumulation

Die Abbildung stellt die Messungen nach der Abklingzeit von 3 Minuten dar. Obwohl sich das Schwerependel in seiner Ruhelage befindet, zeigen die Messwerte ein hohes Rauschen. So beträgt die Standardabweichung einer Einzelmessung des Neigungswinkels β_x 0,11 mrad (23") und die des Neigungswinkels β_y 0,32 mrad (66"). Diese Werte sind deutlich höher als die, die mit einer Signalakkumulation erreicht werden, wie Abb. 8.8 im Abschnitt 8.1.4 zeigt. Um die Vorteile der Signalakkumulation nicht nur graphisch, sondern auch zahlenmäßig zu verdeutlichen, wurden die Versuche mit einer Messfrequenz von 1 Hz mit Signalakkumulation erneut durchgeführt. Eine Bestimmung der Eigenfrequenz ist in diesem Fall nicht möglich. Die aufgezeichneten Neigungsmesswerte des Sensors bei einer Schwingung entlang der y-Achse zeigt Abb. 8.14.



a) Neigungswinkel β_x



b) Neigungswinkel β_y

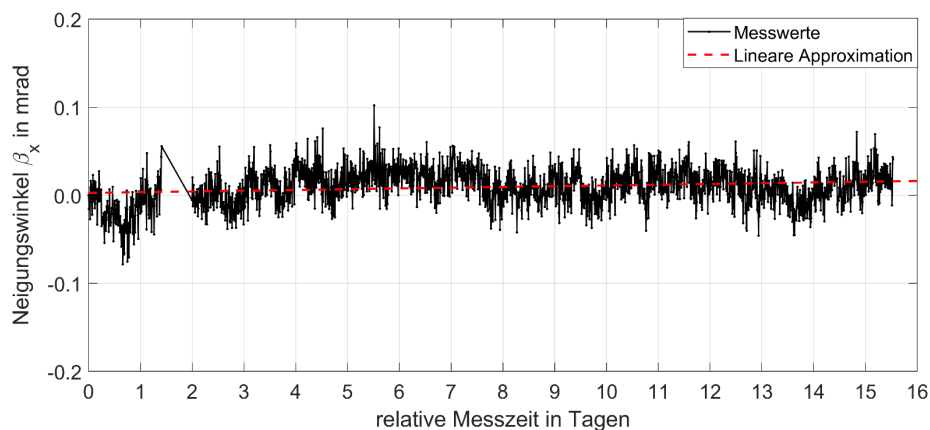
Abb. 8.14: Messwerte des Neigungssensors mit Signalakkumulation

Die Amplitude der Schwingung reduziert sich deutlich schneller und das Rauschen der Messwerte ist stark reduziert. Die Standardabweichung einer Einzelmessung des Neigungswinkels β_x beträgt ab einer relativen Messzeit von 3 Minuten bis zum Messende 0,02 mrad (4'') und die des Neigungswinkels β_y 0,07 mrad (14'').

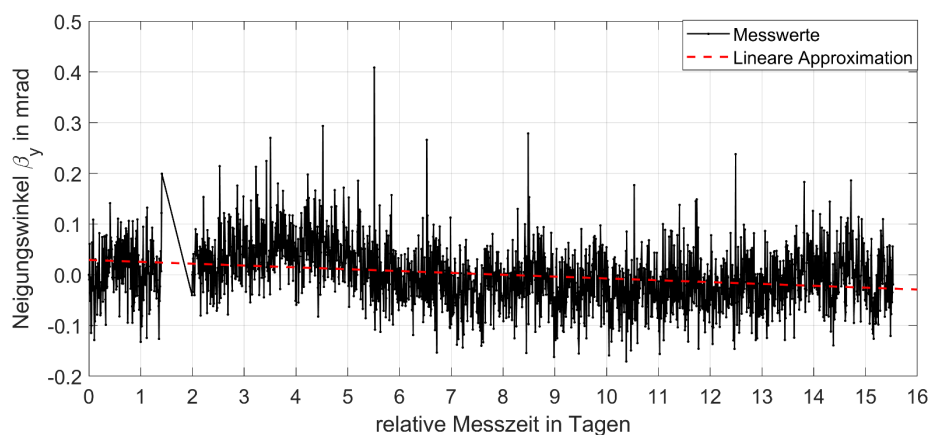
Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass das schwerkraftabhängige Vertikalpendel eine Eigenschwingung mit einer Frequenz von ca. 1,77 Hz aufweist. Nach einem Umsetzen des Sensors oder nach einer Erschütterung benötigt das Pendel eine Abklingzeit von ca. 3 Minuten, um seine Ruhelage wieder zu erreichen. Im Weiteren konnte gezeigt werden, dass die Neigungsmessung mit einer Messfrequenz von 10 Hz möglich ist. Allerdings führt der damit verbundene Verzicht auf die Signalakkumulation zu schlechten SNR-Werten, höheren Standardabweichungen der Wellenlängen und in der Folge zur Reduzierung der Qualität der ermittelten Neigungswerte. Abschließend sei erwähnt, dass ohne Signalakkumulation vereinzelt Spektren aufgezeichnet werden, die mit der aufgezeigten Auswerteroutine nicht auswertbar sind.

8.3 Langzeitstabilität

In einem Dauerversuch wurden Messungen zum Langzeitverhalten des Neigungsmesssystems durchgeführt. Der Messzeitraum beträgt etwas mehr als 15 Tage, wobei der zeitliche Abstand zwischen den aufeinanderfolgenden Messungen 10 Minuten ist. Das Ziel des Versuchs ist es, Aussagen zu einer möglichen Nullpunktdrift (siehe Abschnitt 2.3.1) bzw. zur Stabilität des Sensorsignals abzuleiten. Dies ist für einen driftfreien und langzeitstabilen Betrieb des Sensors unabdingbar. In Abb. 8.15 sind die Messwerte des Sensors dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass am zweiten Tag der Messung aufgrund eines automatischen Betriebssystem-Updates für ca. 14 Stunden keine Messwerterfassung stattfand.



a) Neigungswinkel β_x



b) Neigungswinkel β_y

Abb. 8.15: Langzeitverhalten des Neigungssensors

Zu beachten ist die unterschiedliche Skalierung der Achse der Neigungswerte. Beide Neigungsverläufe zeigen keine Drift. Eine lineare Approximation der Messwerte in Abb. 8.15a weist eine Steigung von $-8,5 \cdot 10^{-4}$ mrad ($0,2''$) je Tag auf. Die der Messwerte in Abb. 8.15b beträgt $-3,6 \cdot 10^{-3}$ mrad ($0,7''$) je Tag. Beide Werte sind nicht signifikant, was ein t -Test belegt. Die Standardabweichung einer Einzelmessung des Neigungswinkels β_x beträgt 0,02 mrad ($4''$), die des Neigungswinkels β_y liegt bei 0,06 mrad ($12''$). Dies entspricht den im vorangegangenen Abschnitt ermittelten Werten (vgl. Abb. 8.14). In Abb. 8.15b sind einige einzelne Messungen zu erkennen, deren Messwert größer als die dreifache Standardabweichung ist und daher als

signifikante Messabweichung angesehen werden kann. Diese Messungen sind nicht reproduzierbar und vermutlich mit Intensitätsschwankungen der Lichtquelle zu begründen. Die Messabweichungen können z. B. durch eine Mittelung der Messwerte mithilfe eines gleitenden Mittelwertfilters (siehe Abschnitt 6.4.2) verringert werden. Eine Mittelwertfilterung mit der Filterlänge 6, was einer Messzeit von 1 Stunde entspricht, führt zu dem in Abb. 8.16 dargestellten Verlauf.

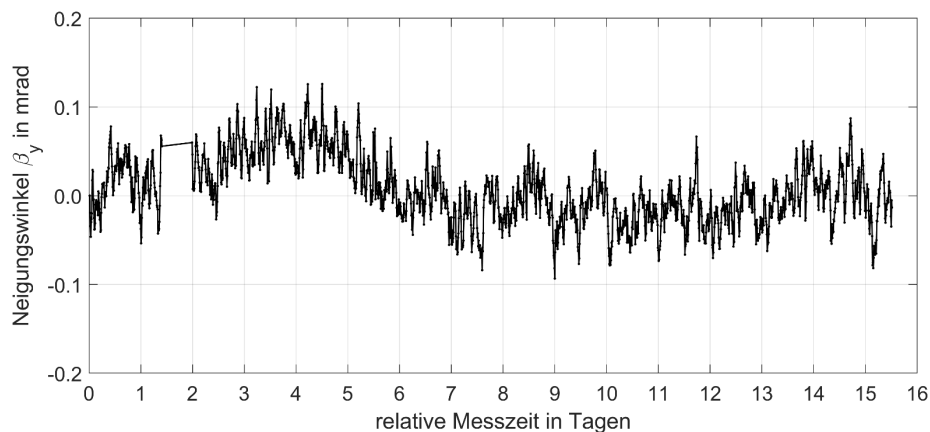


Abb. 8.16: gefilterte Messwerte des Neigungswinkels β_y

Nach der Filterung lassen sich keine Messabweichungen mehr detektieren. Die Standardabweichung einer Einzelmessung des Neigungswinkels β_y reduziert sich um 33 % auf 0,04 mrad (8"). Im Vergleich zur angestrebten Messauflösung (0,1 mrad bzw. 21") und Messgenauigkeit (0,5 mrad bzw. 103") werden die erzielten Werte als zureichend bewertet. Innerhalb eines Zeitraums von etwas mehr als 2 Wochen kann folglich von einer ausreichenden Langzeitstabilität ausgegangen werden. Der Nachweis zur Stabilität über einen längeren Zeitraum muss noch geführt werden.

8.4 Hysterese

Eine Anforderung an das Neigungsmesssystem ist eine annähernd hysteresefreie Bestimmung der Sensorneigung. Dieser genauigkeitsrelevante Einflussparameter (siehe Abschnitt 2.3.3) reduziert die Wiederholgenauigkeit und sollte daher so gering wie möglich gehalten werden. Untersuchungen zum Hystereseverhalten bei einer Pendelaufhängung an drei Fäden wurden bereits in Kapitel 5 vorgestellt. Dabei wurde bei allen verwendeten Fäden eine Hysterese festgestellt. Bei dem im Funktionsmuster verwendeten DYNEEMA-Faden betrug die Hysterese ca. 0,4 mrad (82").

Für die Versuche wurden der Neigungstisch und das darauf positionierte Funktionsmuster auf Neigungswerte zwischen $+3^\circ$ und -3° beginnend und endend bei 0° in $0,5^\circ$ -Schritten eingestellt. Die Soll-Neigungen dieser insgesamt acht Neigungslagen wurden erneut aus Autokollimationsmessungen mit der Totalstation LEICA TS 15 ermittelt. Dabei erfolgte die Messung zweiachsig, um einen Querneigungseinfluss auszuschließen bzw. zu bestimmen. Im Anschluss an die Festlegung der Soll-Neigung erfolgte die Messung mit dem Neigungssensor. Es wurden zwei Versuche durchgeführt, wobei jeweils die Neigung in einer Neigungsachse geändert

wurde. An den Umkehrpunkten ($\pm 3^\circ$) wurde nach der ersten Messung die Neigung des Tisches zunächst noch weiter bis $\pm 3,5^\circ$ vergrößert, bevor dann die zweite Messung an der gleichen Neigungslage erfolgte. Dieses Vorgehen ermöglichte die Durchführung von jeweils zwei Messungen für alle Neigungslagen bei gegensätzlichen vorangegangenen Richtungen der Neigungsänderung. Exemplarisch zeigt Abb. 8.17 die Messwerte des ersten Versuchs, bei dem die Neigung des Tisches entlang der x-Achse verändert wurde.

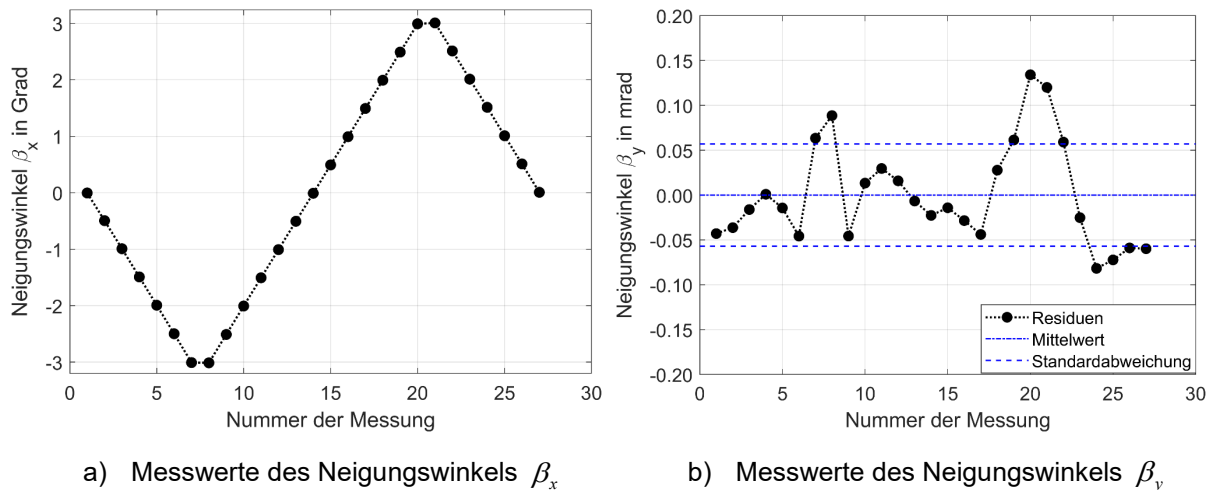


Abb. 8.17: Neigungsmesswerte bzgl. der Hysteresemessung entlang der x-Achse

Die Abb. 8.17a zeigt den stufenförmigen Verlauf der gemessenen Neigungswerte des Neigungswinkels β_x . Die Differenzen aus der jeweils ersten und zweiten Messung in jeder Neigungslage (als quantitatives Maß für die Hysterese) sind in Abb. 8.18 dargestellt. Aufgrund der Konstruktion des Neigungstisches änderten sich die Neigungswerte des Neigungswinkels β_y um maximal 0,13 mrad ($27''$) bei einer Standardabweichung von 0,06 mrad ($12''$), sodass von einem sehr geringen Querneigungseinfluss ausgegangen werden kann (Abb. 8.17b).

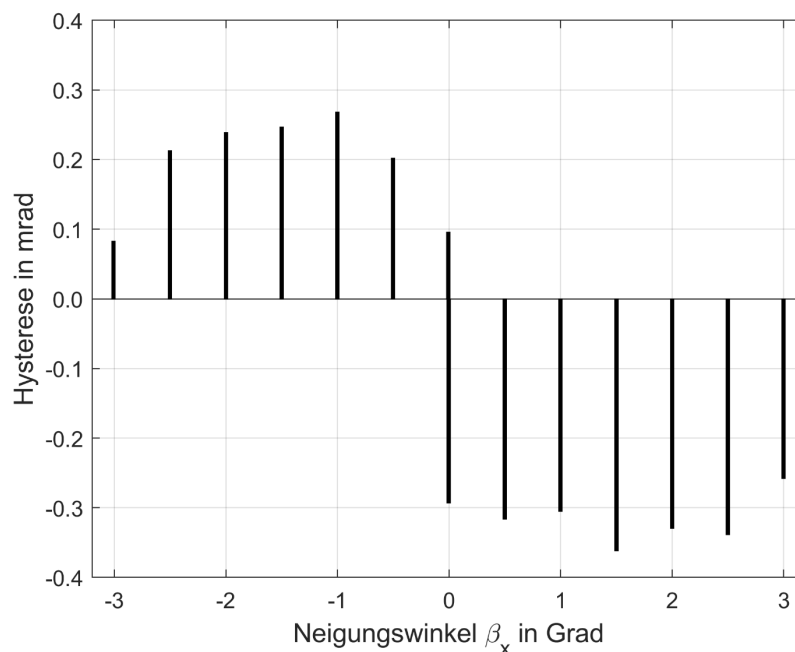


Abb. 8.18: Hystereseverhalten bzgl. der Neigungsmessung entlang der x-Achse

Die Grafik der Differenzen zeigt signifikante Hystereseeffekte mit Werten von $\pm 0,35$ mrad ($72''$). Der Mittelwert der Absolutbeträge beträgt $0,25$ mrad ($52''$). Die Ergebnisse sind zwar geringer als die prognostizierten Werte ($0,4$ mrad bzw. $82''$), bestätigen aber die Aussagen aus den Untersuchungen zum Hystereseverhalten bei einer Pendelaufhängung an drei Fäden (Kapitel 5). Für die Neigungswerte der zweiten Messachse ergeben sich sehr ähnliche Werte, sodass auf eine Darstellung dieser Ergebnisse verzichtet wird. Der Mittelwert der Absolutbeträge bzgl. der Neigungsmessung entlang der y -Achse beträgt $0,23$ mrad ($47''$). Die nachgewiesene Hysterese kann im Mittel mit $0,2$ % FS oder einer Wiederholgenauigkeit von $0,24$ mrad ($50''$) über den Messbereich von $\pm 3^\circ$ angegeben werden.

8.5 Bewertung der experimentellen Ergebnisse

Die in diesem Kapitel vorgestellten experimentellen Ergebnisse werden nachfolgend hinsichtlich der Einsatz- und Leistungsfähigkeit bewertet.

In den Versuchen konnte ein Einlaufverhalten der verwendeten LED nachgewiesen werden. Allerdings konnten die Effekte, die zu dem gezeigten Verhalten der LED führen, nicht abschließend geklärt werden. Weitere Untersuchungen sind daher vorgesehen. Da der Hersteller einen Abfall in der Intensität von 2 % bis 4 % bei Dauerbetrieb als Normalfall eingeschätzt (vgl. Abschnitt 8.1.4), empfiehlt sich der Einsatz eines 2:2 Splitters, um Veränderungen der Intensität zuverlässig erfassen zu können. Mit dem zusätzlichen optischen Ausgang lässt sich das LED-Spektrum analysieren, und eventuelle Intensitätsabweichungen können durch die Anpassung der Integrationszeit ausgeglichen werden.

Die primär vorliegende Frequenz der Eigenschwingung des Pendels beträgt $1,77$ Hz. Da physikalische Einflüsse durch ein Umsetzen des Sensors oder aufgrund von auftretenden Erschütterungen das Pendel auslenken können, ist eine Abklingzeit von etwa 2 bis 3 Minuten zu berücksichtigen. Des Weiteren wurde gezeigt, dass die Neigungsmessung mit einer Messfrequenz von 10 Hz möglich ist. Allerdings führt eine für solche Messungen notwendige veränderte Messwerterfassung (ohne Signalakkumulation) zur Reduzierung der Qualität der ermittelten Neigungswerte. Erfolgt hingegen die Signalauswertung mit der empfohlenen Signalakkumulation werden die Amplitude der Schwingung deutlich schneller reduziert und das Messwertrauschen signifikant vermindert. Daher eignet sich der Sensor primär für den quasi-statischen Einsatz.

Die Ergebnisse der Untersuchungen zum Hystereseverhalten bestätigen die Aussagen aus Kapitel 5 hinsichtlich der gewählten geometrischen Neigungsmessung mithilfe eines Pendels. Es wurden systematische Abweichungen von etwa $0,2$ % FS festgestellt, was einer Wiederholgenauigkeit von $0,24$ mrad ($50''$) über den Messbereich von $\pm 3^\circ$ entspricht.

Abschließend ist anzumerken, dass alle Versuche in Lage I durchgeführt wurden. Da einige Einflüsse, wie z. B. Hysterese in Lage II (Drehung des Sensors um 200 gon, siehe Abschnitt 2.3) mit entgegengesetztem Vorzeichen wirken und somit durch Mittelbildung rechnerisch eliminiert werden können, wäre eine Wiederholung einiger Versuche in Lage II zweckmäßig. Zu Testzwecken wurde mit dem Funktionsmuster eine Zwei-Lagen-Messung auf der ebenen Platte eines Neigungstisches durchgeführt. Die berechneten Werte der Nullpunktabwei-

chung betragen $< 0,01$ mrad ($< 2''$) für β_x und $0,06$ mrad ($12''$) für β_y . Die Neigungswerte wurden mit $\beta_x = 0,30$ mrad ($62''$) und $\beta_y = 0,21$ mrad ($43''$) ermittelt. Zum Vergleich erfolgte eine Neigungsmessung der Platte mit einem ZEROTRONIC 3-Sensor. Die Werte unterscheiden sich mit $\beta_x = 0,29$ mrad ($60''$) und $\beta_y = 0,18$ mrad ($37''$) nur geringfügig und im Rahmen der Messgenauigkeit von $< 0,03$ mrad ($< 6''$) von denen des faseroptischen Sensors. Obwohl diese Messung nur als Stichprobe eingeordnet werden kann, bestätigt sie dennoch die Ergebnisse der Kalibrierung.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit zeigt die Konzeption, prototypische Umsetzung und Evaluierung eines Neigungsmesssystems, mit dem absolute Neigungsmessungen in zwei Achsen unter der Verwendung von faseroptischen Komponenten möglich sind. Damit wird die Basis für die Entwicklung eines neuartigen Neigungsmesssystems geschaffen, bei dem der Messaufnehmer unabhängig gegenüber extremen Umweltbedingungen (z. B. radioaktiver Strahlung), elektromagnetischen Störfeldern, Blitz- und Explosionsgefahren dauerhaft arbeiten kann. Hierzu ist ein konstruktiver Entwurf entwickelt und ein prototypisches Funktionsmuster realisiert worden. Mithilfe einer umfassenden mathematischen Modellierung und aktueller Signalauswertetechniken wurde ein durchgängiger Auswerteprozess vorgestellt, mit dem die Berechnung der Neigungswinkel in zwei senkrecht zueinander stehenden Messachsen mit hoher Genauigkeit möglich ist.

In dem entwickelten konstruktiven Entwurf wird der Bezug des Sensors zum Erdschwerefeld und damit zur örtlichen Lotrichtung durch ein Schwerkraftpendel hergestellt. Die räumliche Position des Pendels wird relativ zu seiner Aufhängung erfasst. Das Messsignal entspricht einem neigungsabhängigen Lichtspektrum im VIS-Bereich, welches mit einem Lichtwellenleiter zur Messeinheit transportiert, signaltechnisch aufbereitet und ausgewertet wird. Die komplexen Beziehungen zwischen den mechanischen und optischen Sensorbauteilen werden mit den dafür relevanten Parametern und Randbedingungen realitätsnah abgebildet. Für die funktionale Beschreibung des Sensors unter einer beliebigen zweiachsigen Neigung werden in erster Linie Methoden der analytischen Geometrie verwendet. Die Lage des Lichtspektrums wird mithilfe einer orthogonalen Transformation bestimmt, bei der als Ansatz eine räumliche Drehung um eine Drehachse gewählt wurde, deren Richtung und Orientierung durch einen beliebigen Einheitsvektor gegeben ist. Als Ergebnis liegt ein Gleichungssystem vor, welches den Zusammenhang zwischen zweiachsiger Sensorneigung und den gemessenen Wellenlängen darstellt.

Das prototypische Funktionsmuster wurde mit kostengünstigen, untereinander kompatiblen, faseroptischen Komponenten realisiert und zur Validierung des Konzeptes für einen faseroptischen Neigungssensor genutzt. Das Funktionsmuster setzt die wesentlichen Merkmale des konstruktiven Entwurfs um. Für seinen Betrieb sowie für die Übertragung des Messsignals werden keine elektronischen Bauteile und somit keine elektrische Energie am Messort benötigt. Der Sensor zählt zu den Pendelneigungssensoren, bei denen die Neigungsmessung geometrisch erfolgt, da sich der Lotsensor frei bewegen kann. Die Auslenkungen des Lotsensors infolge von Erschütterungen und eventuellen Eigenschwingungen werden mit einer mathematischen Dämpfung über die Zeit durch Signalakkumulation reduziert. Eine weitere Verminderung störender Horizontalbeschleunigungen erfolgt derzeit nicht. Diskussionen zur Verbesserung des vorgestellten Sensorkonzeptes sind zu führen und Lösungsideen zu entwickeln. Eine erhebliche Reduzierung des Schwingverhaltens kann z. B. durch Verwendung von Arretierschrauben erzielt werden. Diese müssen so eingestellt werden, dass das Pendel bei Bewegung die Schrauben berührt und damit mechanisch in seiner Bewegung begrenzt wird [HIRT & KAHLMANN 2004]. Auch eine andere Form der Pendelaufhängung mit gekreuzten oder schräg verlaufenden Fäden, die Dämpfung mit Stickstoff oder Flüssigkeitstropfen (Öl) können Lösungen sein. Jedoch er-

fordert dies eine Anpassung des mathematischen Modells und kann möglicherweise zu negativen Effekten, wie einer Verstärkung des Hystereseverhaltens oder verminderter Sensitivität führen. Aufgrund des Konstruktionsprinzips ist der Einsatz derzeit für quasi-statische Messungen am ehesten geeignet. In Anbetracht der Zielstellungen konnten die technologischen Schwierigkeiten bzgl. möglicher Hystereseeffekte, der Anbindung des Lichtwellenleiters und der Kopplung an das Erdschwerefeld minimiert und ein optimales Sensordesign realisiert werden.

Die gesetzten Ziele wurden überwiegend erreicht. Lediglich der angestrebte Messbereich von $\pm 5^\circ$ wurde zugunsten einer höheren Messauflösung auf $\pm 3^\circ$ reduziert. Mit einer Messauflösung von $< 0,1 \text{ mrad}$ ($< 21''$) und einer Messgenauigkeit von jeweils $0,19 \text{ mrad}$ ($39''$) für beide Neigungswinkel werden die Kenndaten von vergleichbaren elektronisch arbeitenden Sensoren erreicht, die im Bereich der Bauwerksüberwachung zum Einsatz kommen. Diese Ergebnisse wurden im Rahmen von zwei unabhängig voneinander durchgeführten Kalibrierungen erzielt, bei denen auch Kalibrierparameter bestimmt und deren Signifikanz statistisch nachgewiesen wurde. Die Auswertung erfolgte dabei iterativ mit einem nichtlinearen GAUß-HELMERT-Modell. Zwischen dem tatsächlichen Neigungswert und dem Messsignal des Sensors liegt ein annähernd linearer Zusammenhang vor. Die Messwerterfassung ist mit einer Messfrequenz von $\leq 1 \text{ Hz}$ zuverlässig möglich. Es konnte gezeigt werden, dass höhere Messfrequenzen z. B. für den dynamischen Einsatz ebenfalls möglich sind. Allerdings muss dabei auf die Mittelung des Messsignals verzichtet werden, was zu einer geringeren Qualität der Ergebnisse führt. Zu dieser Thematik sind weitere Untersuchungen zu führen.

Die verwendete Lichtquelle, eine Fiber-Coupled High-Power LED, ist preiswert und robust und eignet sich für den Einsatz im prototypischen Funktionsmuster. Jedoch weist sie ein Einlaufverhalten auf, deren Ursache nicht vollständig geklärt werden konnte. Für den praxisrelevanten Einsatz ist zu klären, ob es sich um Fertigungsfehler handelt und ob ein Austausch sinnvoll ist. Auch eine höhere Lichtintensität und eine gleichmäßige Intensitätsverteilung über den gesamten Wellenlängenbereich könnte für den Einsatz vorteilhafter sein.

Die mathematische Modellierung erlaubt die Anpassung der Konstruktion an andere vom Einsatzzweck abhängige Kenndaten wie Auflösung, Messbereich und -frequenz. Wie bei anderen Messgeräten auch, kann die Auflösung und Genauigkeit gesteigert werden, wenn der Messbereich verkleinert wird und umgekehrt.

Durch diese Entwicklung wird das Repertoire an Neigungsmesssystemen erweitert und die Grundlagen für den störungsfreien Einsatz von Neigungssensoren in schwierigen Umgebungsbedingungen geschaffen. Dies führt zur Erschließung neuer Anwendungsbereiche.

Literaturverzeichnis

- 3DAG (2022): Internetauftritt der Firma 3D AG in der Schweiz. Verfügbar unter <https://3dag.ch/micro-and-nanotechnology/shims/>, Recherche vom 14.02.2022.
- ACCUSTAR (2024): Produktdatenblatt Accustar® der Fa. Sherborne Sensors. Verfügbar unter: <https://pdf.directindustry.com/pdf/sherborne-sensors-limited/accustar-electronic-clip-nometer/37503-467553.html>, Recherche vom 18.09.2024.
- ALTHEN (2022): Technisches Datenblatt der JDI-100/200 MEMS Inclinometer Series. Verfügbar unter <https://www.althensensors.com/de/sensoren/neigungssensoren-und-inklinometer/mems-inklinometer/16851/jdi-100-200-serie-mems-neigungssensor/>, Recherche vom 26.01.2022.
- BECKS, H. ; LIPPOLD, L. ; WINKLER, P. ; MOELLER, M. ; ROHRER, M. ; LEUSMANN, T. ; ANTON, D. ; SPRENGER, B. ; KÄHLER, P. ; RUDENKO, I. ; ARCONES, D. A. ; KOUTSOURELAKIS, P.-S. ; UNGER, J. F. ; WEISER, M. ; PETRYNA, Y. ; SCHNELLENBACH-HELD, M. ; LOWKE, D. ; WESSELS, H. ; LENZEN, A. ; ZABEL, V. ; KÖNKE, C. ; CLABEN, M. ; HEGGER, J. (2024). *Neuartige Konzepte für die Zustandsüberwachung und -analyse von Brückenbauwerken – Einblicke in das Forschungsvorhaben SPP100+/Novel Concepts for the Condition Monitoring and Analysis of Bridge Structures – Insights into the SPP100+ Research Project*. Bauingenieur, 99(10), 327-338. <https://doi.org/10.37544/0005-6650-2024-10-63>.
- BETTZIECHE, V. (1997): *Erfahrungen bei der messtechnischen Überwachung von Talsperren*. In: Scientific Reports – Journal of the Mittweida University of Technology and Economics (FH), Volume III.
- BIEN, J. ; KUZAWA, M. ; KAMINSKI, T. (2020): *Strategies and tools for the monitoring of concrete bridges*. Structural Concrete 21(4).
- BINNIG, G. ; QUATE, C. F. ; GERBER, C. (1986): *Atomic Force Microscope*. In: Physical Review Letters 56, S. 930–933.
- BLACK-COMET (2024): Technical Specification Sheet des Black-Comet Spektrometers der Firma StellarNet, Inc., Verfügbar unter: <https://www.stellarnet.us/spectrometers/black-comet-hr/>, Recherche vom 21.06.2024.
- BMUB (2010): *Sicherheitsanforderungen an die Endlagerung wärmeentwickelnder radioaktiver Abfälle*. Endfassung des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit (BMUB), Verfügbar unter <http://www.bmub.bund.de/>, Recherche vom 01.09.2017.
- BMUV (2016): *Verantwortung für die Zukunft – Ein faires und transparentes Verfahren für die Auswahl eines nationalen Endlagerstandortes*. Abschlussbericht der Kommission Lagerung hoch radioaktiver Abfallstoffe. Verfügbar unter <https://www.bmu.de/download/bericht-der-kommission-lagerung-hoch-radioaktiver-abfallstoffe>, Recherche vom 21.12.2023.

- BOCK, S. (2013): *Modellierung von Fertigungstoleranzen*. Weimar, Bauhaus-Universität, Professur Geodäsie und Photogrammetrie, Präsentation zum 6. Projekttreffen des FuE-Vorhabens „Entwicklung eines zweiachsigen Neigungssensors basierend auf rein optischen Prinzipien“ (FK: KF2155723WM1, Projektträger: AiF Projekt GmbH) am 20.03.2013 (unveröffentlicht).
- BOCK, S. ; GEBHARDT, T. ; KUHNE, M. (2014a): *Entwicklung von faseroptischen Messsystemen*. In: allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 121, Nr. 3, S. 97–111.
- BOCK, S. ; GEBHARDT, T. ; KUHNE, M. ; SCHWARZ, W. (2014b): *Konzeption eines zweiachsigen Neigungssensors basierend auf optisch-mechanischen Prinzipien*. In: STAHLMANN, J. (Hrsg): Messen in der Geotechnik 2014, Mitteilung des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik, Technische Universität Braunschweig, Heft 98, S. 331–344.
- BOHM, G. ; ZECH, G. (2020). *Statistische Datenanalyse für Physiker*. Berlin : Springer Spektrum.
- BORN, M. ; WOLF, E. (2019): *Principles of Optics*. 60th Anniversary Edition. 7., üb. Aufl., Cambridge University Press.
- BRADLEY, M. (2007): *Curve Fitting in Raman and IR Spectroscopy: Basic Theory of Line Shapes and Applications*. Thermo Fisher Scientific, Madison, USA. Application Note, 50733.
- BRAUNFELDS, J. ; SENKANS, U. ; RAHMAN, F. ; SILKANS, N. ; SPOLITIS, S. ; PORINS, J. ; BOBROVS, V. ; KIM, K. Y. (2024): *Development of Fiber Bragg Gratings for the Optical Sensor Solutions in Structural Health Monitoring*. In: KIM, K. Y. (Ed.): Optical Waveguide Technology and and Applications.
- BREMER, K. ; ALWIS, L. ; ZHENG, Y. ; WEIGAND, F. ; KUHNE, M. ; HELBIG, R. ; ROTH, B. (2019): *Durability of Functionalized Carbon Structures with Optical Fiber Sensors in a Highly Alkaline Concrete Environment*. In: Applied Sciences. 9(12).
- BREMER, K. ; WOLLWEBER, M. ; WEIGAND, F. ; RAHLVES, M. ; KUHNE, M. ; HELBIG, R. ; ROTH, B. (2016): *Fibre Optic Sensors for the Structural Health Monitoring of Building Structures*. In: TRÄCHTLER, A. ; DENKENA, B. ; THOBEN, K.-D. (Eds.): Procedia Technology, Vol. 26, S. 524-529.
- BRONSTEIN, I. N. ; SEMENDJAJEV, K. A. ; MUSIOL, G. ; MÜHLIG, H. (1999): *Taschenbuch der Mathematik*. 4. überarb. und erw. Aufl., Frankfurt/Main : Harri Deutsch.
- BRÜHWILER, T. (2015): *Schlammlawine begräbt Dorf in Brasilien*, Online-Artikel der Neuen Züricher Zeitung vom 6.11.2015. Verfügbar unter <https://www.nzz.ch/panorama/schlammlawine-begraebt-dorf-in-brasilien-1.18642401>, Recherche vom 31.05.2024.
- BUNGE, C. A. ; GRIES, T. ; BECKERS, M. (2017): *Polymer Optical Fibres*. Woodhead Publishing.
- BUNSELL, A. R. (Ed.) (2018): *Handbook of Properties of Textile and Technical Fibres*. 2. Aufl., Woodhead Publishing.

- BURG, K ; HAF, H. ; WILLE, F. ; MEISTER, A. (2012): *Höhere Mathematik für Ingenieure Band II: Lineare Algebra*. 7., üb. und erw. Aufl., Wiesbaden : Springer Vieweg.
- CALVI, G. M. ; MORATTI, M. ; SCATTARREGGIA, N. ; MALOMO, D. ; PINHO, R. (2019): *Explicit collapse analysis of the Morandi bridge using the Applied Element Method*. In: MAHMOUD, K. (Hrsg.): *Risk-Based Bridge Engineering: Proceedings of the 10th New York City Bridge Conference*, Kapitel 10, CRC Press, S. 111–120.
- CASPARY, W. ; WICHMANN, K. (2007): *Auswertung von Messdaten. Statistische Methoden für Geo- und Ingenieurwissenschaften*. München : Oldenbourg Wissenschaftsverlag.
- CCS SPEKTROMETER (2018): *CCS Series Operation Manual*. Firma THORLABS GmbH, Verfügbar unter: <https://www.thorlabs.com/thorproduct.cfm?partnumber=CCS100#ad-image-0>, Recherche vom 05.01.2021.
- CELESTRON (2011): *Celestron Digitales Handheld-Mikroskop BEDIENUNGSANLEITUNG, MODELL 44302-A*.
- CHEN, H.-P (2018): *Structural Health Monitoring of Large Civil Engineering Structures*. Hoboken : John Wiley & Sons, Ltd.
- CHEN, I.-H. ; YU-SHU, L. ; SU, M. (2020): *Computer vision based sensors for the tilt monitoring of an underground structure in a landslide area*. In: *Landslides* 17(11), S. 1–9.
- CHEN, W. ; ZHANG, Y. ; ZHANG, W. ; CHEN, Q. ; ZHANG, Y. ; LI, M. ; ZHAO, W. ; ZHANG, Y. ; YAN, T. (2019): *High-sensitive tilt sensor based on macro-bending loss of single mode fiber*. In: *Optical Fiber Technology* 50(5), S. 1-7.
- CHYZANOWSKI, A. ; SECORD, J. M. (1999): *Tilt Measurement*. In: WEBSTER, J. G. (Ed.): *The Measurement, Instrumentation and Sensors Handbook*. CRC Press LLC.
- DEL VILLAR, I. (Ed.) ; MATIAS, I. R. (Ed.) (2021): *Optical Fibre Sensors: Fundamentals for Development of Optimized Devices*. Wiley IEEE Press.
- DENNINGER, F. (Hrsg.) (2009): *Lexikon technische Textilien*. Frankfurt/Main : Dt. Fachverlag.
- DEUFLHARD, P. ; HOHMANN, A. (2008): *Numerische Mathematik: Eine algorithmisch orientierte Einführung*. Berlin : De Gruyter.
- DEUMLICH, F., STAIGER, R. (2001): *Instrumentenkunde der Vermessungstechnik*. 9. Aufl., Heidelberg : Wichmann.
- DGGV (2021): *Empfehlungen des Arbeitskreises Geomesstechnik*. Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e.V. (DGGV) (Hrsg.) und Gesellschaft für Geodäsie, Geoinformation und Landmanagement e. V. (DVW). Ernst & Sohn GmbH.
- DIN 877 (1986): *Neigungsmeßgeräte (Richtwaagen)*. Ausgabe 1986-06. Berlin : Beuth.
- DIN 1076 (1999): *Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen - Überwachung und Prüfung*. Ausgabe 1999-11. Berlin : Beuth.
- DIN 1319-1 (1995): *Grundlagen der Meßtechnik - Teil 1: Grundbegriffe*. Ausgabe 1995-01. Berlin : Beuth.

- DIN 2276-1 (1986): *Neigungsmeßeinrichtungen; Röhrenlibellen; Maße, Anforderungen*. Ausgabe 1986-06. Berlin : Beuth.
- DIN 2276-2 (1986): *Neigungsmeßeinrichtungen; Elektronische Neigungsmeßeinrichtungen; Formen, Anforderungen*. Ausgabe 1986-06. Berlin : Beuth.
- DIN 4020 (2012): *Geotechnische Untersuchungen für bautechnische Zwecke - Ergänzende Regelungen zu DIN EN 1997-2*. Ausgabe 2010-12. Berlin : Beuth.
- DIN 4107-3 (2012): *Geotechnische Messungen – Teil 3: Inklinometer- und Deflektometermessungen*. Ausgabe 2011-03. Berlin : Beuth.
- DIN 18710-4 (2010): *Ingenieurvermessung – Teil 4: Überwachung*. Ausgabe 2010-09. Berlin : Beuth.
- DIN 19700 (2004): *Stauanlagen*. Ausgabe 2004-07. Berlin : Beuth.
- DIN EN 50628 (2016): *Errichten elektrischer Anlagen im Bergbau unter Tage (VDE 0118-10)*. Ausgabe 2016-11. Berlin : Beuth.
- DIN ISO 17359 (2018): *Zustandsüberwachung und -diagnostik von Maschinen - Allgemeine Anleitungen*. Ausgabe 2018-05. Berlin : Beuth.
- DIN ISO 3534-1 (2009): *Statistik - Begriffe und Formelzeichen - Teil 1: Wahrscheinlichkeit und allgemeine statistische Begriffe (ISO 3534-1:2006); Text Deutsch und Englisch*. Ausgabe 2009-10. Berlin : Beuth.
- DIN ISO 3534-2 (2013): *Statistik - Begriffe und Formelzeichen - Teil 2: Angewandte Statistik (ISO 3534-2:2006); Text Deutsch und Englisch*. Ausgabe 2013-12. Berlin : Beuth.
- DIN VDE 0100 (2018): *Errichten von Niederspannungsanlagen - Teil 4-41: Schutzmaßnahmen - Schutz gegen elektrischen Schlag*. Ausgabe 2018-10. Berlin : Beuth.
- DIN VDE 0168 (2018): *Errichten elektrischer Anlagen in Tagebauen, Steinbrüchen und ähnlichen Betrieben*. Ausgabe 2023-09. Berlin : Beuth.
- ISO/IEC GUIDE 98-3 (2008): *Messunsicherheit - Teil 3: Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen*. Ausgabe 2008-09. Berlin : Beuth.
- DMV (2014): *Empfehlungen zum Monitoring im Altbergbau*. Deutscher Markscheider-Verein e.V., AK Monitoring im Altbergbau. 14. Altbergbaukolloquium, Gelsenkirchen.
- DOMAHS, F. (2009): 3. März 2009: *Das Kölner Stadtarchiv unmittelbar nach dem Einsturz*. Bild von Frank Domahs, lizenziert unter [CC BY-SA 3.0](https://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/), verfügbar unter <https://www.domahs.de/einsturz-des-historischen-stadtarchiv-koeln/>, Recherche vom 03.06.2024.
- DÖRING, H. ; HABEL, W. ; LIENHART, W. ; SCHWARZ, W. (2017): *Faseroptische Messverfahren*. In: SCHWARZ, W. (Hrsg.): *Ingenieurgeodäsie*. Berlin : Springer.
- DÖRR, C. R. ; OKAMOTO, K. (2008): *Planar lightwave circuits in fiber-optic communications*. In: KAMINOW, I. P. ; LI, T. ; WILLNER, A. E. (Eds.): *Optics and Photonics, Optical Fiber Telecommunications V A*, 5. Aufl., Academic Press, S. 269–341.

- DRIXLER, E. (1993): *Analyse der Form und Lage von Objekten im Raum*. Deutsche Geodätische Kommission (DGK) bei der Bayerischen Akademie der Wissenschaften, Reihe C: Dissertationen, Heft Nr. 409, München.
- DRODOFSKY, M. (1955): *Das Zeiss-Nivellier Ni2*. In: KNEISSL, M. (Hrsg.): Internationale Streckenmesskurse in München : ausgewählte Vorträge über neuere Entwicklungen geodätischer Instrumente und Fortschritte in der optischen Streckenmessung. Goslar : Wittke, S. 167–175.
- DU, Y. ; SUN, B. ; LI, J. ; ZHANG, W. (2019): *Optical Fiber Sensing and Structural Health Monitoring Technology*. Singapore : Springer.
- ECKE, W. (2006): *Fiber Bragg Grating Sensor System*. Introduction and Description of FBG Sensor Measurement System IPHT Jena. Institute for Physical High-Technology Jena.
- ELCOMAT (2024): Technische Spezifikation zum ELCOMAT-5000 der Firma MÖLLER-WEDEL OPTICAL GmbH. Verfügbar unter: <https://moeller-wedel-optical.com/produkt/elcomat-5000/>, Recherche vom 25.09.2024.
- ENGEL, P., FOPPE, K., KÖSTER U. (2017): *Ingenieurgeodätisches Monitoring an der Marienkirche Neubrandenburg*, In: Zeitschrift für Geodäsie, Geoinformation und Landmanagement (ZfV), 142(4), S. 239–244.
- EVERSBERG, T. ; VOLLMANN, K. (2014): *Spectroscopic Instrumentation – Fundamentals and Guidelines for Astronomers*. Heidelberg : Springer.
- FABRITIUS, A. ; DORNSTÄDTER J. ; HEINEMANN, B. ; TRICK, T. (2017): *Distributed fibre optic temperature measurements for dam safety monitoring: Current state of the art and further developments*. Proceedings – The Annual South African National Committee on Large Dams (SANCOLD) Conference, Centurion, Tshwane, South Africa.
- FANG, Z. ; CHIN, K. ; QU, R. ; CAI, H. (2012): *Fundamentals of Optical Fiber Sensors*. In: CHANG, K. (Editor): Wiley Series in Microwave and Optical Engineering. John Wiley & Sons, Inc.
- FEDAN, M ; SCHWARZ, W. (2019): Überprüfung und Kalibrierung der Neigungssensoren. Teilbericht des im Rahmen des BMVI-Expertennetzwerks „Wissen Können Handeln“ initiierten Projektes 301: Effizientes ingenieurgeodätisches Monitoring der Verkehrsbauwerke. In: BfG (Bundesanstalt für Gewässerkunde): *Teilprojekt 1: Monitoringsystem Schleuse Hessigheim, Messdatenauswertung*.
- FERNANDO, C. ; BERNIER, A. ; BANERJEE, S. ; KAHANDAWA, G.G. ; EPPAARCHCHI, J. (2017): *An Investigation of the Use of Embedded FBG Sensors to Measure Temperature and Strain Inside a Concrete Beam During the Curing Period and Strain Measurements under Operational Loading*, Procedia Engineering, Volume 188, S. 393–399,
- FERRARIS, M. (2018): *Il Ponte Morandi dopo il crollo, visto da Est*. Bild von Michele Ferraris, lizenziert unter CC BY-SA 4.0, verfügbar unter <https://www.micheleferraris.it/project/ponte-morandi/>, Recherche vom 03.06.2024.
- FLORIS, I. ; ADAM, J. M. ; CALDERAN, P. A. ; SALES, S. (2021): *Fiber Optic Shape Sensors: A comprehensive review*, In: Optics and Lasers in Engineering, Volume 139.

- GEBHARDT, T. ; GLÖTZL, J. ; KUHNE, M. ; SCHALLER, M.-B. ; SCHWARZ, W. (2010): Entwicklung eines faseroptischen Deformationsmesssystems. In: STAHLMANN, J. (Hrsg): *Messen in der Geotechnik 2010*, Mitteilung des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik, Technische Universität Braunschweig, Heft 92, S. 287–306.
- GEBHARDT, T. ; HILDEBRAND, J. ; SCHWARZ, W. ; BOCK, S. ; HERZOG, S. ; ALMAMOU, A. (2016): Qualitätssicherung von Brückenbauwerken während der Fertigung und Montage sowie im Betrieb mit terrestrischem Laserscanning. In: *Beurteilung, Ertüchtigung und Instandsetzung von Brücken, Tagungsband zum 2. Brückenkolloquium*, ISBN 978-3-943563-26-9, S. 311–320.
- GEBHARDT, T. ; SCHWARZ, W. (2011): *Untersuchungen zur Entwicklung eines faseroptischen Deformationsmesssystems*. In: *allgemeine vermessungs-nachrichten (avn)*, Jg. 118, Nr. 6, S. 219–229.
- GEBHARDT, T.; SCHWARZ, W. (2009): *Faseroptisches Deformationsmesssystem*. Weimar, Bauhaus-Universität, Professur Geodäsie und Photogrammetrie, Sachbericht (FK: KF0037512FK6), BMWi-Förderprogramm PRO INNO II, Projektträger: AiF, 2009.
- GEBHARDT, T.; SCHWARZ, W.; BOCK, S. (2014): *Entwicklung eines zweiachsigen Neigungssensors basierend auf rein optischen Prinzipien*. Weimar, Bauhaus-Universität, Professur Geodäsie und Photogrammetrie, Sachbericht (FK: KF2155723WM1), BMWi-Förderprogramm ZIM, Projektträger: AiF Projekt GmbH.
- GEYER, U. (2009): *Interferenzlithographisch strukturierte Oberflächen für lichtemittierende Bauelemente*. Dissertation, Universität Karlsruhe. Verfügbar unter: <https://publikationen.bibliothek.kit.edu/1000012241>, Recherche vom 11.11.2024.
- GLÖTZL (2023): *Ketten-Neigungsmessgeräte für vertikale oder horizontale Deformationsmessungen, Typ: SNMGD*. Technisches Datenblatt der GLÖTZL GESELLSCHAFT FÜR BAUMESSTECHNIK mbH, Verfügbar unter: <http://www.gloetzl.de/fileadmin/produkte/1%20Messwertaufnehmer/4%20Neigung%20und%20Deformation/P%20075.50%20Ketteninklinometer%20de.pdf>, Recherche vom 17.02.2023.
- GORGES, S. (2009): *18. Juli 2009: Teil von Nachterstedt versinkt im Concordia-See*, Online-Artikel der Mitteldeutschen Zeitung vom 18.07.2009. Verfügbar unter <https://www.mz.de/mitteldeutschland/18-juli-2009-teil-von-nachterstedt-versinkt-im-concordia-see-2468869>, Recherche vom 04.06.2024.
- GRAHN, R. (2009): *Unglück_von_Nachterstedt_File_00017DA4*. Bild von Robert Grahn, lizenziert unter [CC BY-SA 3.0](https://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/), verfügbar unter https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Ungl%C3%BCck_von_Nachterstedt_File_00017DA4.jpg, Recherche vom 03.06.2024.
- GÜNZLER, H. ; GREMLICH, H.-U. (2003): *IR-Spektroskopie – Eine Einführung*. 4. Aufl., Weinheim : Wiley.
- GUTERMANN, M. ; SCHWARZ, W. ; GEBHARDT, T. (2013): Erfahrungsbericht – Verformungsmessungen an Bauwerken mit großer Stützweite. In: CURBACH, M ; OPITZ, H. ; SCHEE-

- RER, S. ; HAMPEL, T. (Hrsg.): 7. *Symposium Experimentelle Untersuchungen von Baukonstruktionen*. Schriftenreihe Konstruktiver Ingenieurbau Dresden, Heft 32, S. 51–64.
- HABEL, W. R., BRUNNER, F. K. (2011): *Faseroptische Sensoren für den Einsatz im Monitoring: ein Überblick*. In: allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 118, Nr. 6, S. 204–211.
- HARIHARAN, P. (Ed.) (2007): *Basics of interferometry*. 2. Aufl., Amsterdam : Elsevier Science. DOI: <https://doi.org/10.1016/B978-012373589-8/50002-X>.
- HASSE, P.; LANDERS, E.U.; WIESINGER, J. (2004): *EMV – Blitzschutz von elektrischen und elektronischen Systemen in baulichen Anlagen. Risiko-Management, Planen und Ausführen nach den neuen Vornormen der Reihe VDE 0185*, Berlin-Offenbach : VDE.
- HAUTH, S. ; SCHLÜTER, M. (2013): *Autokollimationszielungen mit dem Leica Absolute Tracker AT401*. In: allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 120, Nr. 5, S. 172–176.
- HBM (2022): *Technisches Datenblatt zum Neigungssensor FS64TLS*. Verfügbar unter <https://b2bstore.hbm.com/>, Recherche vom 26.01.2022.
- HECHT, E. (2014): *Optik*, 6., verb. Aufl., München : De Gruyter.
- HENNES, M. ; INGENSAND, H. (2000): *Komponentenkalibrierung versus Systemkalibrierung*. In: SCHNÄDELBACH, K. ; SCHILCHER, M. (Hrsg.): *Ingenieurvermessung 2000*, Beiträge zum 13. Internationalen Ingenieurvermessungskurs. Stuttgart : Wittwer, S. 1–12.
- HEINEN-ESSER, U. ; MÜLLER, M. (Ed.) (2016): *Verantwortung für die Zukunft. Ein faires und transparentes Verfahren für die Auswahl eines nationalen Endlagerstandortes*. Abschlussbericht der Kommission Lagerung hoch radioaktiver Abfallstoffe, Kommissionsdrucksache K-DRS. 268). Verfügbar unter <https://www.bundestag.de/endlager-archiv/>, Recherche vom 18.01.2022.
- HERBERS, M. ; BARTELS, J.-H. ; RICHTER, B. ; COLLIN, F. ; ULBRICH, L. ; AL-ZURIQAT, T. ; CHILLÓN GECK, C. ; NARANIECKI, H. ; HAHN, O. ; JESSE, F. ; SMARSLY, K. ; MARX, S. (2024): *openLAB – Eine Forschungsbrücke zur Entwicklung eines digitalen Brückenzwillings*. In: Beton- und Stahlbetonbau. 119, Heft 3, S. 169–180.
- HERBERTWEIDNER (2008): *Cadmium Niederdruck Spektrum*. Verfügbar unter https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Cd_Niederdruck_Spektrum.png, Recherche vom 21.04.2023.
- HERING E. ; SCHÖNFELDER, G. (2018): *Sensoren in Wissenschaft und Technik: Funktionsweise und Einsatzgebiete*. 2. Aufl., Berlin : Springer.
- HESSE, C. (2008): *Ein Beitrag zur hochauflösenden kinematischen Objekterfassung mit terrestrischen Laserscannern*. Deutsche Geodätische Kommission (DGK) bei der Bayerischen Akademie der Wissenschaften, Reihe C: Dissertationen, Heft Nr. 608, München.
- HEUNECKE, O. ; KUHLMANN, H. ; WELSCH, W. ; EICHHORN, A. ; NEUNER, H. (2013): *Auswertung geodätischer Überwachungsmessungen*. In: MÖSER, M. ; MÜLLER, G. ; SCHLEMMER,

- H. (Hrsg.): Handbuch Ingenieurgeodäsie. 2., neu bearb. und erw. Aufl., Berlin/Offenbach : Wichmann.
- HEWLETT PACKARD (1994): *Handbuch zum Dynamik-Kalibriersystem HP 5529A, Referenzanleitung für Messungen.*
- HILBERT, P. (2024): *Der Brückeneinsturz – Dramatische Ereignisse, Geschichte und Geschichten rund um die Carolabrücke und andere Dresdner Elbebrücken.* Freital : DDV Sächsische Schweiz/Osterzgebirge GmbH.
- HIRT, C., KAHLMANN, T. (2004): *Hochpräzise Neigungsmessung mit dem elektronischen Pendelneigungssensor HRTM*, In: Zeitschrift für Geodäsie, Geoinformation und Landmanagement (ZfV), 129(4), S. 266–276.
- HUI, R. ; O'SULLIVAN, M. (2009): *Fiber Optic Measurement Techniques.* Amsterdam : Elsevier Science.
- IMKENBERG, U. ; MAUCH, T. (2024): *Zerspanungsverfahren.* Verfügbar unter <https://www.fachwissen-technik.de/verfahren/laeppen.html>, Recherche vom 23.05.2024.
- INGENSAND, H. (2012): *Einführung in die Geodätische Messtechnik.* Zürich : Institut für Geodäsie und Photogrammetrie.
- INTERFELS (2024): *Produktmerkmale des digitalen, vertikalen Inklinometer-Messsystems.* Verfügbar unter: <http://www.interfels.de/pages/digitales%2bvertikales%2binklinometer%2bmesssystem.html>, Recherche vom 16.04.2024.
- ISO 20473 (2007): *Optik und Photonik - Wellenlängenbereiche.* Ausgabe 2007-04. Berlin : Beuth.
- JAKOBS, M. ; UHL, O. ; SCHMITT, M. (1998): *Überwachung einer Produktionsanlage der Holzverarbeitenden Industrie mit einem elektromechanischen Aligniersystem.* Vortrag auf der Baugrundtagung Wien, Verfügbar unter http://www.getec-ac.de/download/de/pdf/GeTec_Align03.pdf, Recherche vom 01.09.2017.
- JATTA, S. M. (2011): *Plasmaunterstützte Abscheidung von dielektrischen Schichten zur Entwicklung von mikromechanisch abstimmbaren optischen Komponenten.* Dissertation, Technischen Universität Darmstadt. Verfügbar unter: https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/2603/1/Jatta_Plasma_CVD_MOEMS.pdf, Recherche vom 17.09.2022.
- KAHMEN, H. (2006): *Angewandte Geodäsie: Vermessungskunde.* 20., neu bearb. Aufl., Berlin : De Gruyter.
- KALIZHANOVA, A. ; KUNELBAYEV, M. ; KOZBAKOVA, A. ; AITKULOV, Z. ; ORAZBEKOV, Z. (2021): *Computation of temperature, deformation and pressure in engineering and building structures using fiber Bragg sensor with tilted grating in Kazakhstan.* In: Materials Today Proceedings.
- KARPENKO, H. (2024): Persönliche E-Mail-Kommunikation vom 08. November.
- KERN (1971): *Neue Kompensatoren in Kern-Vermessungsinstrumenten.* Kern Bulletin Ausgabe 16.

- KHADOUR, A. ; WAEYTENS, J. (2018): *Monitoring of concrete structures with optical fiber sensors*. In: PACHECO-TORGAL, F. ; MELCHERS, R. E. ; SHI, X. ; DE BELIE, N. ; VAN TITTELBOOM, K. ; SAEZ, A. (Ed.): *Eco-Efficient Repair and Rehabilitation of Concrete Infrastructures*. Woodhead Publishing.
- Khare, R. P. (2004): *Fiber Optics and Optoelectronics*. Oxford University Press.
- KLINGE, K. ; KRONER, C. ; ZÜRN, W. (2002): *Broadband seismic noise at stations of the GRSN*. In: KORN, M. (Ed.): *Ten Years of German Regional Seismic Network (GRSN)*. Weinheim : Wiley-VCH.
- KLÜGEL, T. ; SCHLÜTER, W. ; SCHREIBER, U. ; SCHNEIDER, M. (2005): *Großringlaser zur kontinuierlichen Beobachtung der Erdrotation*. In: *Zeitschrift für Geodäsie, Geoinformation und Landmanagement (ZfV)*, 130(2), S. 99–108.
- KLÜGEL, T. ; WZIONTEK, H (2009): *Correcting Gravimeters and Tiltmeters for Atmospheric Mass Attraction using Operational Weather Models*. *Journal of Geodynamics*, 48 (3–5), S. 204–210.
- KREBBER, K. ; HABEL, W. R. (2011): *Fibre-optic Sensors Embedded in Geotechnical Textiles and Concrete Piles for Structural Health Monitoring*. In: *allgemeine vermessungs-nachrichten (avn)*, Jg. 118, Nr. 7, S. 252–263.
- KUTZ, M. (2016): *Handbook of Measurement in Science and Engineering*. Volume 3, Hoboken (New Jersey) : Wiley.
- LAIBLE, M., BILL, B., GEHRKE, K. (2014): *Mechanische Größen, elektrisch gemessen: Grundlagen und Beispiele zur technischen Ausführung*. Kontakt & Studium Band 45, 8., akt. und erw. Aufl., Renningen : expert.
- LEDERSTEGE, K. (1969): *Astronomische und Physikalische Geodäsie (Erdmessung)*. In: JORDAN, W. ; EGGERT, O. ; KNEISSL, M.: *Handbuch der Vermessungskunde Band V*. 10., neu bearb. Aufl., Stuttgart : J. B. Metzler-Verlag.
- LEICA (2005): *LEICA Nivel210/Nivel220 Precision inclination sensor for structural monitoring. Broschüre der LEICA GEOSYSTEMS GmbH*, Verfügbar unter: https://leica-geosystems.com/products/total-stations/systems/geotechnical-sensors/leica-nivel210_220, Recherche vom 16.04.2024.
- LEIFI (2024): *Internetauftritt der Joachim Herz Stiftung*. Verfügbar unter: <https://www.leifiphysik.de/>. Recherche vom 22.05.2024.
- LENZMANN, L. ; LENZMANN, E. (2004): *Strenge Auswertung des nichtlinearen Gauß-Helmert-Modells*. In: *allgemeine vermessungs-nachrichten (avn)*, Jg. 111, Nr. 2, S. 68–73.
- LEÓN, F. P. (2015): *Messtechnik*, 10. Aufl., Heidelberg : Springer.
- LEONI (2013): *Fiber Optics Licht schalten · Licht transportieren · Licht verteilen*. Produktkatalog der LEONI Fiber Optics GmbH, 4., erw. und akt. Ausgabe. Verfügbar unter <https://www.leoni-fiber-optics.com/de/produkte-dienstleistungen/fasern/pcf/>, Recherche vom 02.02.2022.

- LEONI (2014): *FiberSplit – Licht verteilen in optischen Systemen*. Produktkatalog der LEONI Fiber Optics GmbH. Verfügbar unter <https://pdf.directindustry.de/pdf/leoni/fibersplit-licht-verteilen-optischen-systemen/14158-636312-4.html>, Recherche vom 15.03.2023.
- LI, K. ; ZHAO, Y. ; LI, Y. ; LIU, G. ; LI, J. (2020): *Fiber Bragg grating biaxial tilt sensor using one optical fiber*. In: Optik – International Journal for Light and Electron Optics RSS, Volume 218. Amsterdam : Elsevier Science.
- LIENHART, W. ; BRUNNER, F. K. (2007): *Integrierte Auswertung von inhomogenen Überwachungsdaten am Beispiel einer monolithischen Brücke*. In: BRUNNER, F. K. (Hrsg): Ingenieurvermessung 07, Beiträge zum 15. Internationalen Ingenieurvermessungskurs Graz. Heidelberg : Wichmann, S. 295–309.
- LOPEZ-HIGUERA, J. M. (Ed.) (2002): *Handbook of Optical Fibre Sensing Technology*. Hoboken : John Wiley & Sons, Ltd.
- LU, P. ; LALAM, N. ; BADAR, M. ; LIU, B. ; CHORPENING, B. ; BURIC, M. ; OHODNICKI, P. R. (2019): *Distributed optical fiber sensing: Review and perspective*. In: Applied Physics Reviews 6(4).
- LÜNSDORF, N. K. (2015): *Geothermometry by Raman spectroscopy of dispersed organic matter*. Dissertation, Goerg-August-Universität Göttingen. Verfügbar unter: <https://ediss.uni-goettingen.de/handle/11858/00-1735-0000-002B-7C2A-7>, Recherche vom 17.01.2019.
- LÜNSDORF, N. K. ; LÜNSDORF, J. O. (2016): *Evaluating Raman spectra of carbonaceous matter by automated, iterative curve-fitting*. In: International Journal of Coal Geology, 160–161. S. 51–62.
- MACHEINER, K. (2010): *Development of a fiber optic tiltmeter fort static and kinematic applications*. Dissertation, Institute of Engineering Geodesy and Measurement Systems (IGMS) der TU Graz, Aachen : Shaker.
- MACHEINER, K. ; WOSCHITZ, H. ; BRUNNER, F. K. (2009): *Test dynamischer Eigenschaften ausgewählter Neigungssensoren*. In: tm-Technisches Messen. 76(11).
- MACK, T. ; GEIER, R. ; KAHL, T. ; KASPER, M. (2016): *Monitoring der neuen Schrägseilbrücke über den Chao Phraya, Nonthaburi, Thailand*. In: Bautechnik 10 (Volume 93), Berlin : Ernst & Sohn. S. 730–741.
- MAGNUS, K. ; POPP, K. ; SEXTRO, W. (2013): *Schwingungen – Physikalische Grundlagen und mathematische Behandlung von Schwingungen*. 9., üb. Aufl., Wiesbaden : Springer Vieweg.
- MAHESHWARI, M. ; YANG, Y. ; UPADRASHTA, D. ; CHATURVEDI, T. (2018): *A rotation independent in-place inclinometer/tilt-sensor based on fibre Bragg grating (FBG)*. In : IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement. S. 1–11.
- MATHWORKS (2024): *MATHWORKS Benutzerhandbuch für die Signal Processing Toolbox in MATLAB 2024b*. Verfügbar unter: https://de.mathworks.com/help/pdf_doc/signal/signal.pdf, Recherche vom 17.09.2024.

- MATIAS, I. R. ; IKEZAWA, S. ; CORRES, J. (Editors) (2017): *Fiber Optic Sensors Current Status and Future Possibilities*. Springer International Publishing Switzerland.
- MEROETH, A., SORA, P. (2021). *Beschleunigungssensoren*. In: Sensornetzwerke in Theorie und Praxis. Wiesbaden : Springer Vieweg.
- MITSCHKE, F. (2005): *Glasfasern – Physik und Technologie*. Heidelberg : Elsevier – Spektrum Akademischer Verlag, ISBN 3-8274-1629-9.
- MONTAG, H. (1964): *Untersuchung der elektronischen Libelle Talyvel*. Vermessungstechnik 12 S. 419–422.
- MORGENTHAL, G. ; EICK, J. F. ; RAU, S. ; TARABEN, J. (2019a): *Wireless Sensor Networks Composed of Standard Microcomputers and Smartphones for Applications in Structural Health Monitoring*. Sensors, Volume 19.
- MORGENTHAL, G. ; RAU, S. ; NOWACK, M. (2019b): *Effizientes Bauwerksmonitoring mit MEMS-Neigungssensoren und Mikrocontrollern*, Forschungsinitiative Zukunft BAU, Fraunhofer IRB Verlag, ISBN 978-3-7388-0327-3.
- MÖSER, M. (2000): *Grundlagen*. In: MÖSER, M. ; MÜLLER, G. ; SCHLEMMER, H. ; WERNER, H. (Hrsg.): Handbuch Ingenieurgeodäsie. 3., neu bearb. und erw. Aufl., Berlin/Offenbach : Wichmann.
- MÖSER, M. (2016): *Ingenieurbau*. In: MÖSER, M. ; MÜLLER, G. ; SCHLEMMER, H. (Hrsg.): Handbuch Ingenieurgeodäsie. 2., neu bearb. und erw. Aufl., Berlin/Offenbach : Wichmann.
- MWWHF1 (2016): *Produktdatenblatt MWWHF1 Fiber-Coupled LED*. Firma THORLABS GmbH, Verfügbar unter: <https://www.thorlabs.de/thorcat/23700/MWWHF1-SpecSheet.pdf>, Recherche vom 11.01.2016.
- NAUMANN, H., SCHRÖDER, G., LÖFFLER-MANG, M (2014): *Handbuch Bauelemente der Optik: Grundlagen, Werkstoffe, Geräte, Messtechnik*. 7., vollst. üb. und erw. Aufl. München : Carl Hanser.
- NEITZEL, F. ; PETROVIC, S. (2008): *Total Least Squares (TLS) im Kontext der Ausgleichung nach kleinsten Quadraten am Beispiel der ausgleichenden Geraden*, In: Zeitschrift für Geodäsie, Geoinformation und Landmanagement (ZfV), 133(3), S.141–148.
- NEITZEL, F. ; SCHWANEBECK, T. ; SCHWARZ, W. (2007): *Zur Genauigkeit von Schwingwegmessungen mit Hilfe von Beschleunigungs- und Geschwindigkeitssensoren*. allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 114, Nr. 6, S. 202–211.
- NIEMEIER W. (2006): *Geodetic Techniques for the Navigation, Guidance and Control of Construction Processes*. In: Proceedings of 3rd IAG International Symposium on Geotechnical and Structural Engineering and 12th International Symposium on Deformation Measurements, Baden, Österreich.
- NIEMEIER, W. (2008): *Ausgleichsrechnung*. 2., überarb. und erw. Aufl. Berlin : de Gruyter.
- OGUNDARE, J. O. (2016): *Precision Surveying – The Principles and Geomatics*. Hoboken : John Wiley & Sons, Ltd.

- OGUNDARE, J. O. (2019): *Understanding Least Squares Estimation and Geomatics Data Analysis*. Hoboken : John Wiley & Sons, Ltd.
- OSA201C (2017): *Optical Spectrum Analyzers User Guide zum Messgerät OSA201C* der Firma THORLABS GmbH vom Januar 2017. Verfügbar unter: <https://www.thorlabs.com/thor-product.cfm?partnumber=OSA201C>, Recherche vom 01.02.2022.
- PALUMBO, G. ; TOSI, D. ; IADICICCO A. ; CAMPOPIANO S. (2018): *Analysis and Design of Chirped Fiber Bragg Grating for Temperature Sensing for Possible Biomedical Applications*. In: IEEE Photonics Journal, Volume 10(3), S. 1–15, DOI: [10.1109/JPHOT.2018.2829623](https://doi.org/10.1109/JPHOT.2018.2829623).
- PAUL, H. (Hrsg.) (1999): *Lexikon der Optik : in zwei Bänden*. Heidelberg : Spektrum Akademischer Verlag.
- PEDROTTI, F.; PEDROTTI, L.; BAUSCH, W.; SCHMIDT, H. (2005): *Optik für Ingenieure, Grundlagen*. 3. Aufl., Berlin : Springer.
- PETERS, K. ; INAUDI, D. (2022): *Optical fiber sensors*. In: LYNCH, J. P ; SOHN, H. ; WANG, M. L. (Ed.): *Sensor Technologies for Civil Infrastructures*. Woodhead Publishing.
- POHL, S. (2003): *Untersuchungen von Neigungsmessgeräten*. Diplomarbeit an der HTW Dresden.
- POLYTEC (2022): *Technisches Datenblatt zum HYPERION Optical Sensing Instrument si155*. Verfügbar unter <https://www.polytec.com/de/optische-systeme/produkte/faseroptische-messtechnik/faseroptische-temperaturmessung/fbg-auslesesysteme-interrogatoren>, Recherche vom 1.02.2022.
- POPP, J. ; MAYERHÖFER, T. (Eds.) (2020): *Micro-Raman Spectroscopy: Theory and Application*. Berlin, Boston : De Gruyter. <https://doi.org/10.1515/9783110515312>.
- PRECITEC (2021): *Optische Messtechnik – So funktioniert's*. Internetauftritt der Firma PRECITEC OPTRONIK GmbH, Verfügbar unter: <https://www.precitec.com/de/optische-3d-messtechnik/technologie/chromatisch-konfokale-sensoren/>. Recherche vom 23.12.2021.
- PRIKLER, S. (2012): *Entauschen chemischer Messsignale zur Verbesserung der Nachweisgrenze*. Dissertation, Friedrich-Schiller-Universität Jena. Digitale Bibliothek Thüringen.
- RAJAN, G. ; PRUSTY, B. G. (2020): *Structural Health Monitoring of Composite Structures Using Fibre Optic Methods*. Boca Raton : CRC Press.
- REICHENBÄCHER, M. ; POPP, J. (2007): *Strukturanalytik organischer und anorganischer Verbindungen: Ein Übungsbuch*. Springer Science & Business Media, 2007.
- RIBEIRO, P ; RAPOSO, M. (2018): *Optics, Photonics and Laser Technology*. In: RHODES, W. T. (Ed): *Springer Series in Optical Sciences*, Volume 223.
- RIZZO, P. (Ed.) ; MILAZZO, A. (Ed.) (2024): *Proceedings of the 11th European Workshop on Structural Health Monitoring (EWSHM 2024), 10–13, 2024 in Potsdam, Germany*. Verfügbar unter <https://www.ndt.net/events/proceedings/index.php?eventID=340>, Recherche vom 06.09.2024.

- RUNDSCHAU (2018): *Brückeneinsturz in Genua 43 Todesopfer in Italien – Keine Vermissten mehr*. Online-Artikel der Kölner Rundschau vom 19. August 2018. Verfügbar unter <https://www.rundschau-online.de/news/aus-aller-welt/brueckeneinsturz-in-genua-43-todesopfer-in-italien---keine-vermissten-mehr-31128826>, Recherche vom 20.01.2022.
- SALEH, B. E. A. ; TEICH, M. C. (2008): *Grundlagen der Photonik*. 2., üb. u. erw. Aufl., Weinheim : Wiley-VCH.
- SAMIEC, D. (2011): *Verteilte faseroptische Temperatur- und Dehnungsmessung mit sehr hoher Ortsauflösung*. In: *Photonik : Fachzeitschrift für die optischen Technologien* Bd. 43, Ausgabe 6. S. 34–37.
- SANTOS, J. L. ; FARAHI, F. (2015): *Handbook of Optical Sensors*. Boca Raton : CRC Press.
- SCAIME (2024): *Technisches Datenblatt zum faseroptischen Neigungssensor OBTI*, Verfügbar unter <https://de.scaime.com/produkt/post/obti>, Recherche vom 16.04.2024.
- SCHACHT, G. ; KÄDING, M. ; BOLLE, G. ; MARX, S. (2019): *Konzepte für die Bewertung von Brücken mit Spannungsrissskorrosionsgefahr*. In: *Beton- und Stahlbetonbau*, 114, Heft 2, S. 85–94.
- SCHALLERT, M. ; KREBBER, K. ; HOFMANN, D. ; HABEL, W. ; STAHLMANN, J. (2004): *Auswahl geeigneter Fasersensorprinzipien für Anwendungen in der Geotechnik*. In: STAHLMANN, J. (Hrsg.): *Messen in der Geotechnik 2004*. Mitteilung des Instituts für Grundbau und Bodenmechanik der Technischen Universität Braunschweig, Heft Nr. 77, S. 307–328.
- SCHOLDT, M. (2014): *Temperaturbasierte Methoden zur Bestimmung der Lebensdauer und Stabilisierung von LEDs im System*. Dissertation, Universität Karlsruhe. Verfügbar unter: <https://publikationen.bibliothek.kit.edu/1000035351>, Recherche vom 21.01.2025.
- SCHLEMMER, H. (1996): *Grundlagen der Sensorik: Eine Instrumentenkunde für Vermessungsingenieure*. Heidelberg : Wichmann.
- SCHMÜSER, P. (2015): *Einführung in die Quantentheorie der elektromagnetischen Strahlung*. Department Physik der Universität Hamburg und DESY, verfügbar unter <https://www.desy.de/~pschmues/Quantentheorie-Strahlung.pdf>, Recherche vom 08.10.2024.
- SCHRÖDER, G. ; TREIBER, H. (2002): *Technische Optik*. 9., erw. Aufl., Würzburg : Vogel.
- SCHUTH, M. ; BUERAKOV, W. (2017): *Handbuch optische Messtechnik : praktische Anwendungen für Entwicklung, Versuch, Fertigung und Qualitätssicherung*, München : Hanser.
- SCHUTZRECHT DE102012201228B4 (2013): *Zweiachsige optische Lageerfassung eines zylindrischen Körpers*. Eingereicht am 27.01.2012 beim Deutschen Patent- und Markenamt, Veröffentlicht am 14.08.2013.
- SCHWARZ, W. (Hrsg.) (1995): *Vermessungsverfahren im Maschinen- und Anlagenbau*. Stuttgart : Konrad Wittwer.

- SCHWARZ, W. (2004): *Genauigkeitsmaße richtig interpretieren*. In: Beiträge zum 61. DVW-Fortbildungsseminar „Interdisziplinäre Messaufgaben im Bauwesen“ an der Bauhaus-Universität Weimar. Schriftenreihe des DVW e. V., Band 46, Augsburg : Wißner., S. 77–96.
- SCHWARZ, W. (2024): *Bestimmung ausgleichender Funktionen – Teil I*. In: allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 132, Nr. 3, S. 151–158.
- SCHWARZ, W. ; FEDAN, M. (2019): *Effiziente Neigungsmessungen – ein Verfahren der permanenten Bauwerksüberwachung*. In: allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 127, Nr. 3, S. 125–146.
- SCHWARZ, W. ; HENNES, M. (2017): *Qualitätsbewertungen in der Ingenieurgeodäsie*. In: SCHWARZ, W. (Hrsg.) (2017): *Ingenieurgeodäsie*. Berlin : Springer.
- SCHWENK, A. ; MAYER, V. ; FRITZ, K. P. ; MUNZ, S. (2008): *Untersuchungen zu kapazitiven Low Cost Neigungssensoren aus metallbeschichtetem Kunststoff*. Forschungsbericht der Hahn-Schickard-Gesellschaft Institut für Mikroaufbautechnik (HSG-IMAT), Stuttgart.
- SCHWIEGER, V. ; BEETZ, A. ; WENGERT, M. ; SCHWEITZER, J. (2010): *Echtzeit-Integration ingenieurgeodätischer Messsysteme in Bauregelkreise*. In: WUNDERLICH, T. (Hrsg.): *Ingenieurvermessung 10*. Berlin/Offenbach : Wichmann, S. 45–56.
- SENADO, A. (2015): *Bento Rodrigues, Mariana, Minas Gerais*. Bild von Rogério Alves/TV Senado, lizenziert unter CC BY 2.0, verfügbar unter <https://flickr.com/photos/49143546@N06/22828956680>, Recherche vom 03.06.2024.
- SENS2B (2024): *Fachartikel zum Thema Neigungssensoren*. Sens2B Das Online Fachportal. Verfügbar unter <https://www.sens2b-sensoren.com/de/neigungssensoren>, Recherche vom 12.04.2024.
- SG (2024): *Teilweiser Einsturz des Brückenzuges C der Carolabrücke Dresden*. Bild von SG-IMBTUDD, lizenziert unter CC BY-SA 4.0, verfügbar unter https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Carolabr%C3%BCcke-Dresden-Einsturz-Br%C3%BCckenzug-C-2024-09-11-1200018_entwickelt.jpg, Recherche vom 31.01.2025.
- SHERBORNE (2024): *Produktdatenblatt LSOC/LSOP Series*. Firma SHERBORNE SENSORS. Verfügbar unter: https://www.sherbornesensors.com/wp-content/uploads/2023/04/LSOC_LSOP-Inclinometer-V4.pdf, Recherche vom 16.04.2024.
- SHIMIZU, Y. ; KATAOKA, S. ; ISHIKAWA, T. ; CHEN, Y.-L. ; CHEN, X. ; MATSUKUMA, H. ; GAO, W. (2018): *A Liquid-Surface-Based Three-Axis Inclination Sensor for Measurement of Stage Tilt Motions*. In: *Sensors* 18(2): 398.
- SIMON, P. ; HELMRICH, M. ; HERRMANN, R. ; SCHNEIDER, R. ; BAEßLER, M. ; LORELLI, S. ; MORGENTHAU, G. (2022): *Maintalbrücke Gemünden: Bauwerksmonitoring und identifikation aus einem Guss*. *Bautechnik* 99 (2022), Heft 3, S. 163–172.
- SKRABAL, P. M. (2009): *Spektroskopie: Eine methodenübergreifende Darstellung vom UV- bis zum NMR-Bereich*. Zürich : vdf Hochschulverlag.

- SMARTEC (2022): *Technisches Datenblatt zum SOFO Standard Deformation Sensor*. Verfügbar unter <https://smartec.ch/en/product/sofo-standard-deformation-sensor/>, Recherche vom 28.01.2022.
- SMITH, S. W. (1999): *The Scientist and Engineer's Guide to Digital Signal Processing*, 2. Aufl., California Technical Pub.
- SPENCER, B. F. ; HOSKEREAB, V. ; NARAZAKIA, Y. (2019): *Advances in Computer Vision-Based Civil Infrastructure Inspection and Monitoring*. In: Engineering. Volume 5, Issue 2, S. 199–222.
- SPIEGEL (2009): *Einsturz des Kölner Stadtarchivs "Alle weg, alle raus!"*, Online-Artikel des Spiegels vom 03.03.2009. Verfügbar unter <http://www.spiegel.de/panorama/einsturz-des-koelner-stadtarchivs-alle-weg-alle-raus-a-611169.html>, Recherche vom 26.07.2016.
- STAHLMANN, J. (Hrsg.) (2020): *Messen in der Geotechnik 2020*. Mitteilung des Instituts für Geomechanik und Geotechnik, Technische Universität Braunschweig, Heft 110.
- STEARNS, S. D. ; HUSH, D. R. (1999): *Digitale Verarbeitung analoger Signale*. München : Oldenbourg.
- STEMPFHUBER, W. V. (2004): *Ein integritätswahrendes Messsystem für kinematische Anwendungen*. Deutsche Geodätische Kommission (DGK) bei der Bayerischen Akademie der Wissenschaften, Reihe C: Dissertationen, Nr. 576, München.
- STÖGER, F. (2022). *Lebensdauer von LED-Baugruppen*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Scientific Publishing. DOI: <https://doi.org/10.5445/KSP/1000148507>
- STREIB (2024): *Zerstörter Wechselrichter nach Blitzeinschlag*. Verfügbar unter: www.gutachten.streib.de, Recherche vom 28.01.2024.
- SUPERKCOMPACT (2024): *Produktdatenblatt SuperKCompact*. Firma NKT PHOTONICS TECHNOLOGY GmbH, Verfügbar unter: <https://www.nktphotonics.com/products/supercontinuum-white-light-lasers/superk-compact/>, Recherche vom 20.12.2024.
- TAKEDA, S. ; SATO, M. ; OGASAWARA, T. (2022): *Simultaneous measurement of strain and temperature using a tilted fiber Bragg grating*. In: DONG, L. (Ed.): *Sensors and Actuators A: Physical*, Volume 335. Elsevier Science Direct.
- TALYVEL (2025): *Elektronische Neigungsmessgeräte und Klinometer*. Verfügbar unter: https://www.taylor-hobson.com/-/media/ametektaylorhobson/files/product%20downloads/electronic%20levels%20and%20clinometers/talyvel-6_clinometers_low-res_en.pdf, Taylor Hobson Ltd. Recherche vom 05.02.2025.
- THOMSEN, C. ; GÜMLICH, H.-E. (1998): *Ein Jahr für die Physik : Newton, Feynman und andere*. 2. Aufl., Berlin : Wissenschaft und Technik.

- THORLABS (2023a): *Fixed Focus Collimation Packages: SMA905 Connectors*. Produktbeschreibung der THORLABS GmbH. Verfügbar unter https://www.thorlabs.com/newgrouppage9.cfm?objectgroup_id=355&pn=F220SMA-A, Recherche vom 17.03.2023.
- THORLABS (2023b): *Concave Mirrors: Protected Silver (450 nm–20 µm)*. Produktbeschreibung der THORLABS GmbH. Verfügbar unter https://www.thorlabs.com/newgrouppage9.cfm?objectgroup_id=6623&pn=CM508-050-P01, Recherche vom 17.03.2023.
- TRUTZEL, M. N. (2001): *Dehnungsermittlung mit faseroptischen Bragg-Gitter-Sensoren*. Dissertation, Technischen Universität Berlin.
- TSIAPOKI, S. ; COLOMER SEGURA, C. ; EBERT, C. (2022) *Schwingungsbasierte Lastrekonstruktion an Gründungsstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen*. Bautechnik 6 (Volume 99), S. 477–484.
- VENKATANARAYANAN, A. ; SPAIN, E. (2014): *Sensor Materials, Technologies and Applications, Volume 13*. In: HASHMI, S. (Ed.): *Comprehensive Materials Processing*, Thirteen Volume Set, Amsterdam : Elsevier Science.
- VOLLMER, M. (2019): *Lichtspiele in der Luft: Atmosphärische Optik für Einsteiger*. 2. Aufl., Berlin : Springer Spektrum.
- VORLÄNDER, M. (2018). *Digitale Signalverarbeitung in der Messtechnik*. In: MÖSER, M. (eds): *Digitale Signalverarbeitung in der Messtechnik*. Fachwissen Technische Akustik, Berlin, Heidelberg : Springer Vieweg.
- WEDEL, F. ; MARX, S. (2020): *Prognose von Messdaten beim Bauwerksmonitoring mithilfe von Machine Learning*. In: Bautechnik 12 (Volume 97), Berlin : Ernst & Sohn GmbH, S. 836–845.
- WIKIPEDIA (2024): *Parswert*. Verfügbar unter <https://de.wikipedia.org/wiki/Parswert>, Recherche vom 23.12.2024.
- WILLI, D. ; GUILLAUME, S. ; GEIGER, A. (2021): *Zur Linearisierung der Gleichungen im Gauß-Helmert-Modell*. In: allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 128, Nr. 6, S. 291–299.
- WITTE, B. (2014): 12. *Dortmunder Symposium zur Vermessungsgeschichte „Meilensteine des geodätischen Instrumenten- und Gerätebaus“ am 10. Februar 2014*. In: allgemeine vermessungs-nachrichten (avn), Jg. 121, Nr. 8-9, S. 311–321.
- WITTE, B. ; SPARLA, P. ; BLANKENBACH, J. (2020): *Vermessungskunde für das Bauwesen mit Grundlagen des Building Information Modeling (BIM) und der Statistik*. 9. üb. u. erw. Aufl., Berlin : Wichmann.
- WOLF, H. (1968): *Ausgleichsrechnung nach der Methode der kleinsten Quadrate*. Bonn : Dümmler.
- WOSCHITZ, H. (2009): *Test statischer Eigenschaften ausgewählter Neigungssensoren*. In: tm-Technisches Messen. 76(10).

- WOSCHITZ, H. ; HEISTER, H. (2017): *Überprüfung und Kalibrierung der Messmittel in der Geodäsie*. In: SCHWARZ, W. (Hrsg.): *Ingenieurgeodäsie*. Berlin : Springer.
- WYLER (2018): *Kompendium: Die Geheimnisse der Neigungsmesstechnik*. Winterthur: Wyler AG. Verfügbar unter <https://www.wylerag.com/de/support/dokumentation/kompendium/>, Recherche vom 16.04.2024.
- WYLER (2022): *Technisches Datenblatt zum 2-dimensionalen Präzisions-Neigungsmesssensor mit automatischer Umschlagmessung*. Verfügbar unter https://www.wylerag.com/fileadmin/Datasheets/MAT_Oktober_2022/zerotronic/949-DB-0034_Datasheet_ZEROMATIC.pdf, Recherche vom 16.04.2024.
- WYLER (2024): *Katalogauszug zur Produktfamilie Zerotronic*. Verfügbar unter https://www.wylerag.com/fileadmin/pdf/Katalogauszug_Aktuell/Zerotronic.pdf, Recherche vom 16.04.2024.
- XU, H. ; LI, F. ; ZHAO, W. ; WANG, S. ; DU, Y. ; BIAN, C. (2019): *A High Precision Fiber Bragg Grating Inclination Sensor for Slope Monitoring*. In: *Journal of Sensors*. Article ID 1354029, DOI: <https://doi.org/10.1155/2019/1354029>, S. 1–7.
- YANG, G. ; WU1, J. ; HU1, Q. ; LEI, D. (2020): *Real-time monitoring of changes in building tilt angle using double square artificial marks*. In: *Indoor and Built Environment* 30(6).
- ZEH, T. (2004): *Optical Fiber Bragg Sensors – Measurement Systems and Signal Processing –*. Dissertation, Technische Universität München, Lehrstuhl für Messsystem- und Sensortechnik.
- ZEH, T. ; MEIXNER, M. ; KOCH, A. W. ; NEUMANN, C. (2002): *Faseroptische Bragg-Sensoren zur Dehnungs- und Temperaturmessung*. In: *Tagungsband zum XVI. Messtechnischen Symposium des AHMT*. Universität Kassel. S. 65–74.
- ZHANG, C. ; ZHANG S. ; CAO, J. (2023): *In-place fiber-optic inclinometer based on a vertical cantilever beam and dual FBGs*. In: *Optics & Laser Technology*, Volume 159, Amsterdam : Elsevier Science.
- ZHENG, D. ; CAI, Z. ; FLORIS, I. ; MADRIGAL-MADRIGAL, J. ; PAN, W. ; ZOU, X. ; SALES MAICAS, S. (2019): *Temperature-insensitive optical tilt sensor based on a single eccentric-core fiber Bragg grating*. In: *Optics Letters* 44(22), S. 5570–5573.
- ZHENG, R. ; LIU, L. ; ZHAO, X. ; CHEN, Z. ; ZHANG, C. ; HUA, X. (2018): *Investigation of measurability and reliability of adhesive-bonded built-in fiber Bragg grating sensors on steel wire for bridge cable force monitoring*. In: *Measurement*. Volume 129, S. 349–357.
- ZHUANG, Y. ; CHEN, Y. ; ZHU, C. ; GERALD, R. E. ; HUANG, J. (2018): *Probing changes in tilt angle with 20 nanoradian resolution using an extrinsic Fabry-Perot interferometer-based optical fiber inclinometer*. In: *Optics express* 26(3). S. 2546–2556.
- ZHURMINSKY, I. (2024): Persönliche E-Mail-Kommunikation vom 11. November.

Glossar

Autokollimation: siehe Kollimation

Dotierung: Die Dotierung bezeichnet in der Halbleitertechnik das Einbringen von Fremdatomen zur gezielten Änderung der Materialeigenschaften, wie z. B. der optischen Dichte [LEIFI 2024].

Elastische Streuung: Mit elastischer Streuung wird ein linearer Kollisionsprozess bezeichnet, bei dem sich die Energie des Photons nicht ändert [FANG et al. 2012].

Kollimation: Kollimation bezeichnet in der Optik die Parallelrichtung divergenter Lichtstrahlen. Von Autokollimation spricht man, wenn parallele Lichtstrahlen durch einen senkrecht im Strahlengang positionierten Spiegel in sich selbst reflektiert werden [KAHMEN 2006, S. 65f].

Kollimator: Ein Kollimator ist ein auf unendlich fokussiertes Fernrohr, in dessen Okular eine Lampe positioniert ist, die ein innen liegendes Strichkreuz beleuchtet [KAHMEN 2006, S. 65].

Parswert: Der Parswert einer Libelle ist der Neigungswinkel, bei dem sich die Position der Libellenblase um genau 1 Skalenteilungswert ändert. Die Einheit der heutzutage bei Libellen verwendeten Skale beträgt 2 mm, was einem Pars entspricht [WIKIPEDIA 2024].

Planspiegel: Ein Planspiegel ist ein optischer Spiegel, dessen reflektierende Fläche näherungsweise einer exakten mathematischen Ebene entspricht [KAHMEN 2006, S. 54].

Stimulierte Emission: Stimulierte (induzierte) Emission bezeichnet die (nicht spontane, sondern) durch ein anderes Photon ausgelöste Aussendung eines Photons [SCHMÜSER 2015].

Wellenwanne: In einer Wellenwanne wird Wasser von oben mit Licht bestrahlt, welches über einen 45° geneigten Spiegel unterhalb der Wasserfläche auf eine vertikal ausgerichtete Mattscheibe gelenkt wird. Wird die Wasseroberfläche in Schwingung versetzt, werden Beugungsmuster auf der Mattscheibe sichtbar [LEIFI 2024].