



Entwicklung eines piezoaktuierten Tip/Tilt Spiegels

DIPLOMARBEIT

Ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Diplom-Ingenieurs (Dipl.-Ing.)

unter der Leitung von
Univ.-Prof. Dr.sc.techn. Georg Schitter
Dipl.-Ing. Ernst Csencsics

eingereicht an der
Technischen Universität Wien
Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik
Institut für Automatisierungs- und Regelungstechnik

von
Benjamin Sitz, BSc
Matrikelnummer: 1127496
Waldenstein 78
3961 Waldenstein, Österreich

Wien, im Oktober 2016

Gruppe für Industrielle Automationstechnik

Gusshausstrasse 27-29, A-1040 Wien, Internet: <http://www.acin.tuwien.ac.at>

Vorwort

Diese Diplomarbeit entstand im Zuge meines Masterstudiums Energie- und Automatisierungstechnik an der Technischen Universität Wien. Ich möchte mich hiermit bei meinem Betreuer Herrn DI Ernst Csencsics bedanken, der mich mit vielen Ratschlägen, viel Wissen und Diskussionen bei der Umsetzung der Arbeit immer unterstützt hat. Weiters möchte ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr.sc.techn. Georg Schitter bedanken, unter dessen Leitung die Diplomarbeit durchgeführt wurde.

Mein größter Dank gilt jedoch meinen Eltern Maria und Günter, die mir überhaupt ein Studium ermöglicht haben und mich in der gesamten Zeit meiner Ausbildung stets unterstützt haben.

Abstract

Tip/Tilt mirror systems are a widely spread technology for precise and dynamic steering of a laser or light beam and are used in many areas of science and technology. This work discusses the development and construction of a piezo-actuated tip/tilt mirror system with the aim of achieving a high system performance with regard to speed (bandwidth) and travel range, as well as the analysis and control of the designed and constructed tip/tilt mirror prototype. To enable the development of such a system, the current state of the art is reviewed and design parameters, which are decisive for achieving a high system performance, are determined. In view of precise scanning applications, the tip/tilt mirror system is operated with an integrated optical sensor system and feedback controls in a closed control loop. Appropriate controllers are designed for a raster, lissajous and triangular-sine trajectories. The tracking errors of the controllers are evaluated for the respective trajectory and a comparison of the trajectories with regard to their spatial resolution is made. When employing a proportional-integral controller, the designed system prototype reaches a bandwidth of 2,7 kHz and a mechanic tilt angle of $\pm 2,38$ mrad in closed loop.

Kurzfassung

Kippspiegelsysteme stellen eine weit verbreitete Technologie zur präzisen und dynamischen Ablenkung von Laser- oder Lichtstrahlen dar und werden in vielen Bereichen von Wissenschaft und Technik eingesetzt. Diese Arbeit diskutiert die Entwicklung und Konstruktion eines piezoaktuierten Kippspiegelsystems, mit dem Ziel einer möglichst hohen Systemperformanz hinsichtlich Geschwindigkeit (Bandbreite) und Stellbereich zu erreichen, sowie die Analyse und Regelung des designten und konstruierten Kippspiegel-Prototypen. Um ein solches System entwickeln zu können, wird zuerst der aktuelle Stand der Technik und jene Designparameter ermittelt, die ausschlaggebend zur Erreichung einer möglichst hohen Systemperformanz sind. Im Hinblick auf präzise Scan-Anwendungen, wird das Kippspiegelsystem mit einem integrierbaren optischen Sensorsystem in einem geschlossenen Regelkreis betrieben. Dabei werden geeignete Reglerdesigns für Raster-, Lissajous- und Dreieck-Sinus-Trajektorien entworfen. Die Tracking-Eigenschaften der Regler werden für die jeweilige Trajektorie bewertet und es wird ein Vergleich der Trajektorien hinsichtlich ihrer räumliche Auflösung angestellt. Der konstruierte Systemprototyp erreicht im geschlossenen Regelkreis, bei Verwendung eines breitbandigen PI-Reglers, eine Bandbreite von 2,7 kHz und einen mechanischen Kippwinkel von $\pm 2,38$ mrad.

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung	1
1.1. Motivation	1
1.2. Herausforderungen und Ziele	2
1.3. Organisation der Arbeit	2
2. Stand der Technik	4
2.1. Alternative System zur Strahlablenkung	4
2.2. Komponenten eines Kippspiegelsystems	5
2.2.1. Aktor	6
2.2.2. Spiegel	8
2.2.3. Aufhängung	8
2.2.4. Sensorsystem	9
2.2.5. Regelung	10
2.3. Erzielte Spezifikationen	11
2.3.1. Piezoelektrische Aktuation	11
2.3.2. Elektromagnetische Aktuation	12
2.4. Anwendungsbereiche	13
2.5. Zielspezifikationen und Forschungsfragen	14
3. Design des Kippspiegelsystems	16
3.1. Systemkonzept	16
3.2. Piezo Stack Aktoren	17
3.2.1. Spezifikationen und Verwendung	18
3.2.2. Anordnung	19
3.3. Mechanische Konstruktion der Aufhängung	20
3.3.1. Steifigkeit der Aufhängung	20
3.3.2. Modalanalyse der Aufhängung	22
3.4. Sensorsystem	23
3.4.1. Messprinzip	23
3.4.2. Auswerteelektronik der PSD	24

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems	26
4.1. Konstruktion und Aufbau	26
4.1.1. Aktorsystem	26
4.1.2. Piezo - Montage und Vorspannmechanismus	29
4.1.3. Realisierung der Aufhängung	29
4.1.4. Einstellung der Vorspannung	30
4.2. Sensorsystem	30
4.2.1. Laserquellen	31
4.2.2. Messung der Linearität	31
4.2.3. Bestimmung des Kippwinkels	32
4.3. Zusätzliche Hardwarekomponenten	34
4.3.1. dSPACE System	34
4.3.2. Verstärker	34
4.4. Überblick des Laboraufbaus	35
5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen	36
5.1. Identifikation Gesamtsystem	36
5.2. Identifikation Verstärker	39
5.3. Identifikation dSPACE	40
5.4. Übersprechen der Systemachsen	41
5.5. Hysterese	42
5.6. Dynamic Error Budgeting (DEB)	42
5.6.1. Rauschquellen	43
5.6.2. Ausbreitung der Störung	45
6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen	47
6.1. Verwendete Scantrajektorien	48
6.2. Breitband - Regler	50
6.3. Regler für Sinus-basierte Trajektorien	53
6.3.1. Single-Tone-Regler	55
6.3.2. Dual-Tone-Regler	57
6.3.3. Dual-Tone-Regler mit I-Anteil	59
6.4. Zusammenfassung	60
7. Experimente	62
7.1. Raster-Scan	62
7.2. Lissajous-Scan	63
7.3. Dreieck-Sinus-Scan	66
7.4. Vergleich der Tracking-Performance	67
7.5. Resultierende Positionsunsicherheit-Vergleich DEB	67
8. Schlussfolgerung und Ausblick	69
8.1. Schlussfolgerung	69
8.2. Ausblick	70
A. PSD Board	77
A.1. Schaltplan	77

Inhaltsverzeichnis

A.2. Top Layer	79
A.3. Bottom Layer	79

Abbildungsverzeichnis

1.1. Schematischer Aufbau einer Scan-Anwendung mit integriertem Kippspiegelsystem.	2
2.1. Prototyp des zwei-achsigen MEMS Spiegel.	5
2.2. Schematischer Aufbau eines Kippspiegelsystems mit den einzelnen Systemkomponenten.	6
2.3. Piezo Stack Aktoren in Stabbauforn.	7
3.1. Konzeptioneller Aufbau des Kippspiegelsystems mit optischem Sensor zur Positionsmessung.	17
3.2. Zulässige einwirkende Kräfte und Vermeidung unzulässiger Kräfte durch Lagerung.	18
3.3. Darstellung der Verkippung des Spiegels.	19
3.4. Stellweg eines Piezo Aktors in Abhängigkeit der Belastung	20
3.5. Simulation der Aufhängung mit ANSYS.	21
3.6. Modalanalyse der Aufhängung in ANSYS.	22
3.7. Schematische Darstellung des Sensorsystems.	24
3.8. Bestimmung des resultierenden Kippwinkels.	24
3.9. Blockschaltbild der Auswertelektronik der PSD.	25
4.1. Komponenten des Kippspiegelsystems dargestellt in einer Explosionszeichnung.	27
4.2. Übersicht über die Komponenten der Grundstruktur.	28
4.3. Modell des Kippspiegelsystems in Gesamt und Schnitt-Ansicht.	28
4.4. Prototyp des Kippspiegelsystems.	29
4.5. Schematische Darstellung des Vorspannmechanismus.	29
4.6. Federstruktur mit verklebtem Mover.	30
4.7. Vermessene Pfade auf dem PSD zur Bestimmung der Linearität.	32
4.8. Messung der Linearität des PSD entlang beider Achsrichtungen.	32
4.9. Fehler durch die Kleinwinkelnäherung.	34
4.10. Überblick über den gesamten Laboraufbau.	35

Abbildungsverzeichnis

5.1. Blockschaltbild zur Identifikation der beiden Systemachsen.	37
5.2. Frequenzgang der X- und Y-Achse des Kippspiegelsystems.	37
5.3. Blockschaltbild zur Identifikation der Verstärkerdynamik.	39
5.4. Frequenzgang des Verstärkers.	39
5.5. Blockschaltbild zur Identifikation des dSPACE Systems.	40
5.6. Frequenzgang des dSPACE Systems.	40
5.7. Frequenzgang des Übersprechens zwischen den beiden Achsen.	41
5.8. Hysterese der beiden Achsen.	42
5.9. Geschlossener Regelkreis mit Teilsystemen sowie den einwirkenden Rauschquellen.	43
5.10. Blockschaltbild mit LDS der Rauschquellen	45
5.11. Leistungsdichtespektrum (LDS) und Kumulatives-Amplituden-Spektrum (KAS) am Systemausgang.	46
6.1. Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreises für eine Systemachse. . .	47
6.2. Vergleich der räumlichen Auflösung der Scantrajektorien.	50
6.3. Bodediagramm des PI-Reglers und der Strecke, sowie des offenen und geschlossenen Regelkreises.	51
6.4. Bodediagramm des PI-Reglers mit Notch-Filtern und der Strecke sowie des offenen Regelkreises.	52
6.5. Simulation und Messung der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises.	53
6.6. Blockdiagramm des erweiterten H_∞ -Modells.	53
6.7. Single-Tone-Regler: Bodediagramm der beiden Gewichtungsfunktionen $W_{S_{ST}}$ und $W_{U_{ST}}$	56
6.8. Single-Tone-Regler: Vergleich der Simulation und der Messung der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises.	56
6.9. Dual-Tone-Regler: Bodediagramm der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises.	58
6.10. Dual-Tone-Regler: Vergleich der Simulation (violett) und der Messung (blau) der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises.	59
7.1. Zeitsignal der Y-Achse und Scantrajektorie des Raster-Scans.	63
7.2. Fehler-LDS der X- und Y-Achse bei Verwendung der Single-Tone-Regler.	64
7.3. Fehler-LDS der X- und Y-Achse und Scantrajektorie des Lissajous-Scans.	65
7.4. Ausschnitt der Dreieck-Sinus-Trajektorien.	66
7.5. Sprungantwort des Systems mit einem Referenzsprung von 0 auf 0,285 mrad.	68

Tabellenverzeichnis

2.1.	Systemeigenschaften bestehender piezoaktuierter Kippspiegelsysteme. . .	14
2.2.	Zielspezifikationen des piezoaktuierten Kippspiegelsystems.	15
3.1.	Eigenschaften der PICMA Stack Multilayer-Piezoaktoren	18
3.2.	Steifigkeit und Stellweg-Verlust bei unterschiedlichen Materialkonfigura- tionen.	21
3.3.	Moden der Aufhängung für unterschiedliche Materialkonfigurationen. . .	23
4.1.	Eigenschaften der PSD.	31
4.2.	Eigenschaften der Laserquellen.	31
4.3.	Sensorsignal und resultierender Kippwinkel bei Auslenkung der Piezo Stack Aktoren mit sinusförmiger Spannung.	33
4.4.	Proportionalitätsfaktor für die Umrechnung des Sensorsignal in den zugehörigen Kippwinkel.	33
4.5.	Eigenschaften der dSPACE MicroLabBox.	34
5.1.	Koeffizienten der Übertragungsfunktion beider Achsen.	38
6.1.	Eigenschaften der Scan-Trajektorien.	50
6.2.	Koeffizienten der Notch-Filter $C_{N_1}(s), C_{N_2}(s)$ und $C_{N_3}(s)$	52
6.3.	Koeffizienten der Gewichtungsfunktionen W_{SST} und W_{UST}	55
6.4.	Koeffizienten des Single-Tone-Reglers (6.14).	55
6.5.	Koeffizienten der Gewichtungsfunktionen W_{SDT} und W_{UDT}	57
6.6.	Koeffizienten des Dual-Tone-Reglers (6.17).	58
6.7.	Koeffizienten der Gewichtungsfunktionen W_{SDTI} und W_{UDTI}	60
6.8.	Koeffizienten des Dual-Tone-Reglers mit I-Anteil (6.21).	60
7.1.	Vergleich der räumlichen Abweichungen und der benötigten Stellgrößen.	67

Tabellenverzeichnis

Diese Arbeit diskutiert die Entwicklung und Konstruktion eines piezoaktuierten Kippspiegelsystems, mit dem Ziel einer möglichst hohen Systemperformanz hinsichtlich Geschwindigkeit und Stellbereich zu erreichen, sowie die Analyse und Regelung des designten und konstruierten Kippspiegel-Prototypen.

1.1. Motivation

Kippspiegelsysteme sind optische Systeme, die Mithilfe eines Spiegel und entsprechender Aktorik einfallende Licht- bzw. Laserstrahlen in gewünschte Richtungen ablenken können. Sie werden in unterschiedlichen Bereichen von Wissenschaft und Technik mit zunehmender Häufigkeit verwendet. Zu den Hauptanwendungen zählen die optische Kommunikation zwischen Satelliten bzw. Satellit und Bodenstation [1], die maskenlose Photolithographie in der Halbleiterindustrie, das Laserschweiß- und Schneidverfahren [2] oder im medizinischen Bereich beispielsweise die Operation des Auges [3]. Kippspiegelsysteme werden darüber hinaus auch in scannenden Anwendungen verwendet, um beispielsweise Messaufgaben an einer Oberfläche oder die Ortung eines Objektes durchzuführen [4]. Abbildung 1.1 zeigt den schematischen Aufbau einer solchen Scan-Anwendung mit integriertem Kippspiegelsystem. Dabei wird der Laserstrahl, ausgehend von der Laserquelle, mittels des Kippspiegelsystems entsprechend einer gewünschten Scan-Trajektorie über den Scan-Bereich bewegt.

Im Hinblick auf hoch präzise optische Scan-Systeme sind schnelle und präzise Kippspiegelsysteme erforderlich. Mit dem Ziel hoher Scangeschwindigkeiten sind vor allem piezo-aktuierte Systeme interessant. Systeme mit elektromagnetischer Aktuation verfügen über einen großen Stellbereich, haben jedoch eine geringere Bandbreite und damit auch geringere Scangeschwindigkeiten. Piezoaktuierte Systeme weisen dagegen, aufgrund ihrer hohen mechanischen Steifigkeit, wesentlich höhere Bandbreiten auf.

1. Einleitung

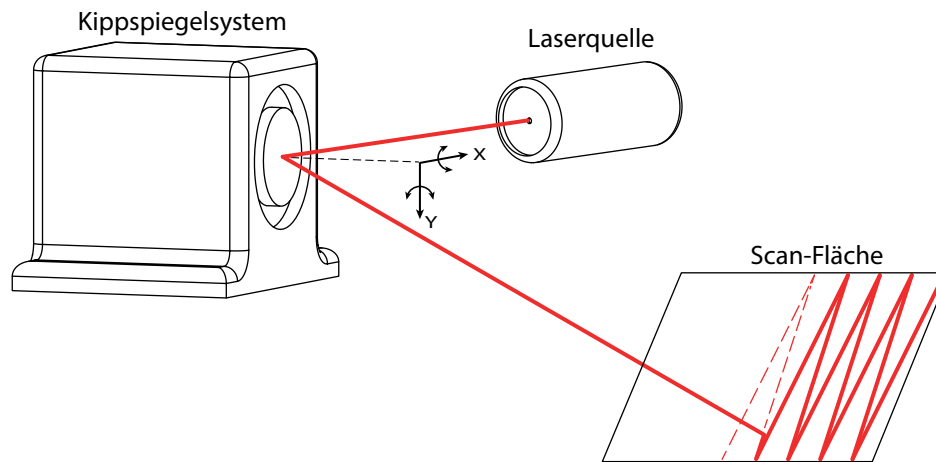


Abbildung 1.1.: Schematischer Aufbau einer Scan-Anwendung mit integriertem Kippspiegelsystem.

1.2. Herausforderungen und Ziele

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines piezoaktuierten Kippspiegelsystems, welches so schnell und präzise wie möglich arbeitet. Um geeignete Zielerfordernisse festlegen zu können, wird vorab der aktuelle Stand der Technik recherchiert. Speziell sollen die bestehenden Systemkonzepte piezoaktuierter Kippspiegelsysteme, die Anzahl bzw. die Anordnung der Aktoren, deren Aufhängungsmechanismen, verwendete bzw. geeignete Sensorik und die Betriebsarten von Scan-Systemen diskutiert werden.

Folgende Ziele werden für die Diplomarbeit definiert:

- Design eines Systemkonzepts mit integriertem Sensorsystem
- Dynamic Error Budgeting zur Abschätzung der resultierenden Auflösung
- Prototypischer Aufbau des Systemkonzepts
- Analyse der Systemeigenschaften
- Entwurf geeigneter Regelstrategien für unterschiedliche Scan-Trajektorien
- Vergleich der resultierenden Tracking-Performanz

1.3. Organisation der Arbeit

Kapitel 2 startet mit einer Einführung in den Bereich strahlableitender Systeme. Nach einem Überblick über alternative Systeme zur Strahlableitung, werden die einzelnen Komponenten eines Kippspiegelsystems beschrieben und deren Eigenschaften und wichtigsten Regeln zum Design solcher Systeme betrachtet. Es werden die Spezifikationen in der Literatur vorhandener Kippspiegelsysteme gegenübergestellt und die Zielspezifikationen des designten Systemkonzepts daraus abgeleitet.

1. Einleitung

In Kapitel 3 wird das Konzept des entworfenen Kippspiegelsystems, die verwendeten Aktoren und deren Anordnung, sowie eine genaue Beschreibung der mechanischen Konstruktion der Aufhängung und das Konzept des Sensorsystems präsentiert. Ausgehend von diesem Designkonzept wird in Kapitel 4 der prototypische Aufbau des Systems vorgestellt, die Funktion und das Zusammenwirken der Einzelkomponenten erklärt, ein Überblick über den Laboraufbau gegeben, sowie das Sensorsystem charakterisiert.

Anschließend wird in Kapitel 5 eine Systemanalyse des konstruierten Kippspiegel-Prototypen durchgeführt. Die Frequenzantworten der beiden Achsen, sowie der Teilkomponenten werden betrachtet und daraus mathematische Systemmodelle abgeleitet. Um die resultierende Winkelunsicherheit des Systems abschätzen zu können und jene Teilkomponenten zu identifizieren, die den größten Anteil an der resultierenden Unsicherheit haben, werden weiters die Auswirkungen der einzelnen Rauschquellen betrachtet.

In Kapitel 6 wird mithilfe des Modells des Gesamtsystems der Entwurf der Feedback-Regler für das System behandelt. Hinsichtlich auf den Einsatz des Systems in Scan-Anwendungen werden drei verschiedene Scan-Trajektorien näher betrachtet. In Kapitel 7 werden die Tracking-Eigenschaften der verschiedenen Regler mit den zugehörigen Trajektorien gegenübergestellt und diskutiert. Im letzten Kapitel werden die Schlussfolgerungen aus der Arbeit gezogen und mögliche Erweiterung- bzw. Verbesserungsvorschläge für zukünftige Designs vorgestellt.

Dieses Kapitel befasst sich mit in der Literatur vorhandenen Kippspiegelsystemen, die zur Ablenkung eines Licht- bzw. eines Laserstrahls verwendet werden. Zuerst wird ein Überblick zu den alternativen Systemen zur Strahlableitung gegeben. Der zweite Teil befasst sich detailliert mit den Eigenschaften der einzelnen Komponenten eines Kippspiegelsystems und gibt einen Überblick, in welchen Bereichen Kippspiegelsysteme verwendet werden. Auf Basis der Spezifikationen bestehender Systeme werden Zielspezifikationen für das neu zu designende System abgeleitet.

2.1. Alternative System zur Strahlableitung

In der Literatur sind unterschiedliche Systeme zur Strahlableitung zu finden. Im Folgenden werden drei Alternativen zur Kippspiegel-Technologie kurz vorgestellt.

MEMS Spiegelsysteme

Die miniaturisierten Spiegel hergestellt in MEMS Technologie (engl. für Micro-Electro-Mechanical-Systems), weisen Durchmesser im Bereich von wenigen Millimetern auf. Die Fertigung aus einem einzelnen Siliziumwafer ermöglicht große Stückzahlen und geringe Kosten. Durch die Miniaturisierung werden hohe Bandbreiten von mehreren zehn kHz, große Kippwinkel von mehreren zehn Grad [5], sowie eine geringe Ansteuerleistung von wenigen mW [6] erreicht. In Abbildung 2.1 ist ein Bild des entwickelten zweiachsigen MEMS Spiegels von Tani et al. [7] zu sehen, der zur Bildprojektion eingesetzt wird. Diese Spiegel werden in weiteren bildgebenden Verfahren [5, 8], sowie auch im medizinischen Bereich in der endoskopisch optische Kohärenztomografie [6] eingesetzt. Aufgrund der geringen Spiegel-Apertur und der meist nicht integrierten Sensorik sind MEMS Spiegelsysteme nur in eingeschränkten Bereichen verwendbar.

2. Stand der Technik

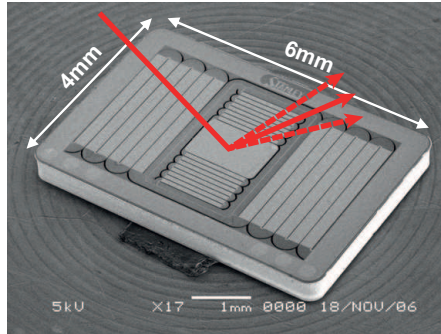


Abbildung 2.1.: Prototyp eines zwei-achsigen MEMS Spiegels. [7]

Galvanometer-Scanner

Eine weitere alternative Technologie stellen Galvanometer-Scanner, wie Xiang et al. [9] erwähnt, dar. Diese Systeme bestehen aus einer rotierenden Achse, an der ein Spiegel montiert ist und ermöglichen nur in Achsrichtung eine Verkippung des Spiegels. Durch orthogonale Anordnung von zwei Galvanometer-Scanner ist eine Strahlableitung in beiden Richtungen möglich. Von der Funktionsweise entspricht das Galvanometer einem rotierenden Lorentz-Aktor. Erreicht wird ein Kippwinkel im Bereich von mehreren zehn Grad, jedoch unter Verwendung hoher Ansteuerleistung. Aufgrund der Masse des Spiegels und der rotierenden Achse besitzt der Galvanometer-Scanner ein hohes Trägheitsmoment. Eingesetzt werden diese System oft bei LiDAR (engl. für light detection and ranging) Anwendungen [10]. Zusammenfassend sind Galvanometer-Scanner sperrige und große Kippspiegel, die nur durch serielle Anordnung zweier Scanner eine Strahlableitung in zwei Freiheitsgraden ermöglichen.

Rotierende Prismen

Auch rotierende Prismen mit verspiegelten Flächen werden zum Ablenken von Strahlen in eine Achsrichtung eingesetzt. Diese Systeme besitzen auch großen Stellbereich, weisen aber wie auch die Galvanometer-Scanner hohe Trägheitsmomente auf und erlauben eine Strahlableitung nur in einem Freiheitsgrad [11].

Ein ideales System würde natürlich alle oben genannten Vorteil wie großer Stellbereich, hohe Bandbreiten und geringe Ansteuerleistung mit sich bringen. Kippspiegelsysteme schließen die Lücke zwischen hoher Bandbreiten, akzeptablen Stellbereich und geringem Trägheitsmoment.

2.2. Komponenten eines Kippspiegelsystems

Kippspiegelsysteme bestehen aus einem beweglichen und einem feststehenden Teil. Der bewegliche Teil (Mover) ist über eine Aufhängung mit dem feststehenden Teil verbunden. Ein Spiegel ist entweder bereits am beweglichen Teil integriert oder ist durch eine Klebeverbindung montiert. Die linear wirkenden Aktoren bringen eine Kraft auf

2. Stand der Technik

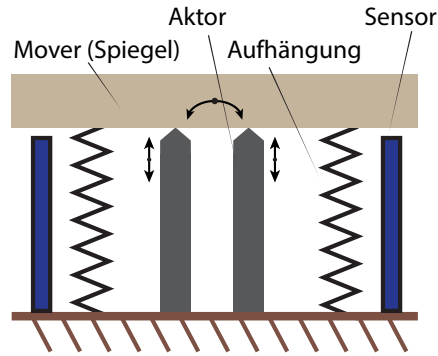


Abbildung 2.2.: Schematischer Aufbau eines Kippspiegelsystems mit den einzelnen Systemkomponenten: Spiegel, Aktor, Aufhängung und Sensor.

den beweglichen Teil auf, was eine rotatorische Bewegung des Spiegels zur Folge hat. Um die Lage des Spiegels bestimmen zu können, werden Positionssensoren verwendet. In Abb. 2.2 sind die erwähnten Komponenten dargestellt.

In den folgenden Teilabschnitten werden nun die Funktionen der einzelnen Komponenten erläutert, deren Eigenschaften betrachtet und jene Faktoren hervorgehoben, die beim Design eines Kippspiegelsystem wichtig sind.

2.2.1. Aktor

Der Aktor stellt in einem Kippspiegelsystem den aktiven Teil dar, der eine Rotation des Spiegels ermöglicht. Die Wahl der Aktoren ist unter anderem für die Performance des Systems ausschlaggebend. Die am meisten verwendeten Aktuationsprinzipien sind elektromagnetische und piezoelektrische Aktuation.

Eine Aktuatorklasse die auf elektromagnetischer Aktuation basiert, ist der Lorentzaktor. Er besteht aus einer Spule und einem Permanentmagnet und basiert auf dem Effekt der Lorentzkraft. Fließt ein Strom durch die Spule, so entsteht eine lineare Kraftwirkung auf den beweglichen Teil [12]. Zur Verbindung bzw. Führung des Permanentmagneten und der Spule wird eine flexible Aufhängung bzw. eine Lagerung verwendet. Wird ein großer Stellbereich von bis zu einigen 10 mrad gefordert sind Lorentzaktor die geeignete Wahl [1, 13, 14]. Die Systembandbreiten liegen jedoch meist nur im hunderten Hz-Bereich [15].

Piezoaktoren bestehen aus einem piezo-keramischen Material, welches sich beim Anlegen einer Spannung ausdehnt. Diese Dehnung basiert auf dem inversen piezoelektrischen Effekt [12]. In Abbildung 2.3 wird eine Art der Bauformen von Piezoaktoren gezeigt. Die Längenänderung liegt im Bereich von 1 – 2 ‰ der Gesamtlänge des Piezoaktors. Aufgrund dieser geringen Längenänderung ist der Stellbereich der piezoaktuierten Kippspiegelsystem wesentlich geringer als der von lorentzaktuierten Systemen und liegt im Bereich von einigen mrad [16, 17]. Da Piezoaktoren hohe Steifigkeit aufweisen, können im Vergleich zu den elektromagnetische Aktoren höhere Systembandbreiten im kHz-Bereich

2. Stand der Technik

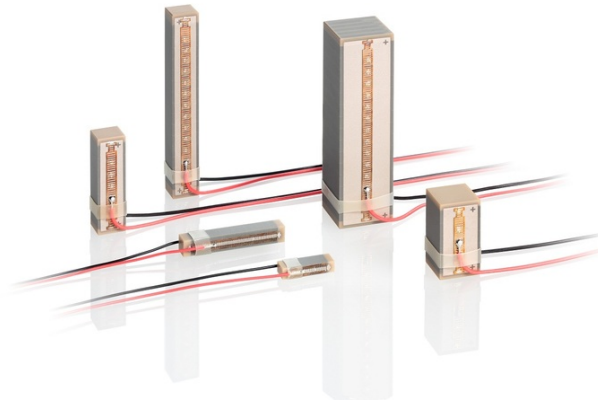


Abbildung 2.3.: Piezo Stack Aktoren in Stabbauform [20].

erreicht werden [18, 19]. Ein weiterer Vorteil von Piezoaktoren ist, dass im statischen Fall keine Energie zum Halten der Position benötigt wird. Lediglich der Effekt des Kriechens muss durch entsprechende Regelung ausgeglichen werden.

Zwei weitere Arten von elektromagnetischen Aktorklassen, welche aber bisher kaum Anwendung finden, sind der Reluktanzaktor und die Aktuation mit stark magnetostruktive Materialien (GMM). Yao et al. [21] verwendet bei seinem Design GMMs. Durch Anlegen eines magnetischen Feldes kann die Länge der GMMs verändert werden. Der Kippspiegel wird mithilfe eines magnetischen Feldes, welches durch eine Spule die rund um das GMM montiert ist, aktuiert [21]. Reluktanzaktoren werden bei Kluk et al. [22] verwendet. Dabei wird die Reluktanzkraft verwendet, um einen ferromagnetisches Teil (Mover) im Luftspalt, eines durch Permanentmagneten vorgespannten magnetischen Kreises, zu bewegen. Reluktanzaktor erreichen einen Stellbereich im μm -Bereich [22].

Welcher Aktor nun für ein System verwendet wird hängt davon ab, welche Anforderungen an das zu designende System gestellt werden. Wird eine großer Stellbereich bei mäßiger Systembandbreite gefordert, so ist der Lorentzaktor die zu bevorzugende Wahl. Bei Anwendungen mit hoher Last, einer hohen Systembandbreite und einem kleinen Kippwinkel werden Piezoaktoren bevorzugt. Unabhängig von der Art des Aktors arbeiten meist zwei Aktoren einer Achse des Kippspiegelsystems im Push-Pull Betrieb [23]. Durch diesen Betrieb wird eine Rotation des Spiegels um eine Achse ermöglicht. Bei Piezoaktoren wird der Push-Pull-Betrieb durch Vorspannung der Aktoren ermöglicht, da Piezoaktoren aufgrund ihres schichtweisen Aufbaus keine Zugkräfte aufbringen können. Um eine einfache Regelung des Kippspiegelsystems zu ermöglichen wird beim Design darauf geachtet, dass die beiden Achsen orthogonal aufeinander stehen, um Kopplungseffekte der Achsen zu minimieren [24].

2.2.2. Spiegel

Um einen einfallenden Lichtstrahl abzulenken, wird ein Spiegel benötigt. Das optische Bauteil reflektiert den Strahl, wodurch es möglich ist, gewünschte Positionen des Strahls im zu scannenden Bereich vorzugeben. Beim Spiegeldesign müssen die mechanischen und optischen Anforderungen, je nach gegebener Anwendung, beachtet werden. Die optischen Faktoren sind die Aperturgröße und die Oberflächengenauigkeit.

Die Apertur eines Spiegels gibt dabei an, welche maximale Breite des abzulenken- den Strahls reflektiert wird. Der zweite Faktor, die Oberflächengenauigkeit des Spiegels, dient als Maß für die Abweichung zu einer idealen ebenen Fläche und wird in einem Vielfachen der Wellenlänge λ des verwendeten Lichts angegeben. Präzisionskomponenten haben eine Oberflächengenauigkeit von $\lambda/4$ bis hin zu hoch präzisen Spiegeln mit einer Genauigkeit von $\lambda/20$ [25].

Die mechanischen Faktoren sind die Dicke und das Trägheitsmoment. Der Spiegel muss eine entsprechende Dicke haben, um genug Steifigkeit aufzuweisen, damit Oberflächenverformungen und daraus folgende Wellenfrontfehler im dynamischen Betrieb vermieden werden. Dabei soll das Trägheitsmoment so gering wie möglich sein, um einen hohe Bandbreite zu ermöglichen. Wie in [17] erläutert, verhält sich das Kippspiegelsystem wie ein Feder-Masse-System. Die Resonanzfrequenz des Systems ist durch folgende Gleichung gegeben:

$$f_{res} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{D_A}{\Theta}} \quad (2.1)$$

Θ entspricht dabei dem Trägheitsmoment des beweglichen Teils und D_A der Steifigkeit der Aufhängung. Speziell bei piezoaktuierten Systemen wird eine hohe Systembandbreite nur erreicht, wenn die Resonanzfrequenzen möglichst groß sind, da der Phasenverlust die Bandbreite beschränkt. Daher muss entweder das Gewicht des Spiegels bzw. des beweglichen Teiles reduziert, oder die Steifigkeit der Aufhängung erhöht werden, um die Resonanzfrequenz des Systems zu maximieren. Spiegeln aus Beryllium oder Silizium Carbid besitzen dabei ein sehr hohes Steifigkeit zu Masseverhältnis [19] und eignen sich damit gut als Grundmaterial.

2.2.3. Aufhängung

An die Aufhängung werden zwei unterschiedliche Anforderungen gestellt. Zum einen soll die Struktur in Rotationsrichtung möglichst flexibel sein, um die Verkippung des Spiegels zu ermöglichen. Zum anderen soll die Struktur in anderen Freiheitsgraden eine möglichst hohe Steifigkeit besitzen, um den Spiegel stabil führen zu können. In der Literatur gibt es unterschiedliche Ansätze zum Design der Aufhängung.

Eine Aufhängung gefertigt aus einem Stahlkörper wird bei Bing et al. [26] vorgestellt. Die Struktur ist axial am äußeren Rand angebracht. Detaillierte analytische Berechnung sowie ein Vergleich mit Finiterelemente-Simulation wird zur Auslegung verwendet. Ähnlich Strukturen werden auch von Park et al. [16] und Bruno et al. [27] verwendet.

2. Stand der Technik

Zur Montage des Spiegelkörpers wird bei Mokbel et al. [24] ein axialer Stab verwendet. Dieser soll eine hohe axiale Steifigkeit sowie eine hohe Torsionsfestigkeit sicherstellen. Mit analytische Berechnung der Steifigkeiten und anschließender Kontrolle durch Simulation wird der Stab dimensioniert. Auch Kluk et al. [22] verwenden eine ähnliche Aufhängung.

Speziell für piezoaktuierte Systeme verwendet Buchilloux et al. [28] zur Montage des beweglichen Teils bzw. Spiegels direkt vorgespannte Piezoaktoren mit Verstärkungsmechanismus (engl. amplified piezo aktuator - APA). Durch dieses Design ist keine zusätzliche Aufhängung notwendig.

Unabhängig von der Form des mechanischen Designs und der verwendeten Materialien der Aufhängung, sollte eine ideale Aufhängung folgende Eigenschaften aufweisen [19]:

- Geringe Steifigkeit in Richtung der gewünschten Freiheitsgrade
- Hohe Steifigkeit in Richtung der unerwünschten Freiheitsgrade
- Geringe mechanische Hysterese
- Hohe Resistenz gegen Materialermüdung und Kriechen
- Ähnlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten wie Spiegel und dessen Montagevorrichtung
- Fixe Positionen des Rotationspunktes

2.2.4. Sensorsystem

Aufgabe des Sensorsystems ist es, den aktuellen Kippwinkel des Spiegels zu den beide Achsrichtungen zu bestimmen. Dazu kommen meist kontaktlose Sensoren wie Wirbelstromsensoren, kapazitive Sensoren oder optische Sensoren zum Einsatz. Ein Überblick der unterschiedlichen Sensorprinzipien, deren Vor- und Nachteil sind in [29] beschrieben.

Resistiver Sensor: Die indirekte Positionsmessung wird durch Anbringung von Dehnungsmessstreifen am Messobjekt erreicht. Das Messprinzip beruht auf der Widerstandsänderung durch Längen- und Querschnittänderung. Anwendungen können in [28, 30] gefunden werden. Bei piezoaktuierten Systemen können die Dehnungsmessstreifen direkt an den Aktoren verklebt werden, um die Position zu messen.

Kapazitiver Sensor: Das Prinzip des kapazitiven Sensors basiert auf einem Plattenkondensator. Dieser wird durch den Sensor und das gegenüberliegende Messobjekt gebildet. Ein Wechselstrom mit konstanter Amplitude fließt durch Sensor und Messobjekt. Die Amplitude stellt sich proportional dem Abstand der beiden zueinander ein. Verwendet wird meist eine differentielle Messanordnung. Auflösungen im Sub-Nanometer Bereich und Bandbreiten bis in den kHz-Bereich werden erreicht. Aufgrund der steigenden Nichtlinearitäten bei größerem Abstand liegt der Messbereich nur im μm bis mm -

Bereich [31].

Wirbelstrom Sensor: Das Messprinzip dieser Sensoren beruht auf dem Faraday'schen Induktionsgesetz. Eine Spule wird mit Wechselstrom gespeist, wodurch ein Magnetfeld erzeugt wird. Befindet sich ein leitender Gegenstand in diesem Feld, bilden sich Wirbelströme aus. Die Wirbelströme erzeugen ein Gegenfeld, welches proportional der Änderung der Spulenimpedanz ist. Durch dieses Messprinzip kann eine robuste Positionsmessung erfolgen, da nichtmetallische Werkstoffe nicht auf die Messung einwirken. Erreicht werden Bandbreiten bis in den 100 kHz Bereich [32]. Loney et al. verwendet für sein Wirbelstrom-Sensoren in differentieller Messanordnung [33].

Positions-Sensitiver-Detektor (PSD): Eine weitere Möglichkeit zur Messung des Kippwinkels ist die Verwendung eines optischen Messverfahrens. Ein Laserstrahl wird an der Rückseite des kippbaren Spiegel reflektiert und trifft an der PSD auf. Mithilfe des Positionssignals an der PSD kann der Kippwinkel des Spiegels berechnet werden. Dieses Prinzip wird in [2, 13] verwendet. Da zur Auswertung des Positionssignals der PSD analoge Elektronik verwendet werden kann, können Bandbreiten von mehreren 100 kHz erreicht werden. Die Positionsaufösung von PSD-Zellen liegt im Bereich von μm .

Bei der Auswahl des passenden Sensors für ein Kippspiegelsystem sind also der Kippwinkel und die gewünschte Bandbreite ausschlaggebend. Besitzt das System kleine Kippwinkel sind Wirbelstrom- und kapazitiver-Sensor geeignet. Bei größeren Kippwinkeln sind optische System geeignet, da PSD-Zellen in verschiedenen Größen verfügbar sind. Ein Vorteil der bei optischen Systemen noch ausgenützt werden kann ist, dass der optische Winkel, aufgrund des Reflexionsgesetzes [34], doppelt so groß ist als der mechanische Kippwinkel und somit eine höhere Sensitivität erreicht wird.

2.2.5. Regelung

Typischerweise werden Kippspiegelsysteme in geschlossener Regelschleife betrieben. Sensoren erfassen den aktuellen Kippwinkel und der Regler gleicht einen möglichen Fehler zwischen Ist- und Sollwinkel durch entsprechende Stellgrößen aus [19].

Ein Einfluss auf die Art der Regelung ist durch die einzelnen Freiheitsgrade der Kippspiegelsysteme und deren Kopplung gegeben. Liegt eine Kopplung der Freiheitsgrade vor, so ist es notwendig eine Multiple Input Multiple Output (MIMO) Regelung zu verwenden, die wesentlich komplexer ist als eine klassische Single Input Single Output (SISO) [22, 24]. Durch entsprechendes mechanisches Design, kann eine ausreichende Entkopplung der einzelnen Freiheitsgrade erreicht werden.

Aufgrund der Feder-Masse-Charakteristik ist ein Kippspiegelsystem in erster Näherung ein schwach gedämpftes System 2. Ordnung. Um eine bleibende Regelabweichung entgegenzuwirken ist daher ein einfacher Integrator notwendig [35]. In der Literatur wird daher oft ein klassischer PID-Regler zur Regelung verwendet [13, 16, 36].

Nano-Positionierer [37, 38] verwenden typischerweise Breitband-Regler, leiden jedoch

2. Stand der Technik

an der hohen Sensitivität gegenüber Messrauschen. Um den Einfluss des Rauschens zu verringern sind Verfahren wie die Formung der Sensitivitäts-Übertragungsfunktion durch Minimierung der H_2 - oder H_∞ -Norm [39] oder lernende Verfahren wie Interaktiv-Learning-Control (ILC) [40] für periodische Trajektorien, möglich. Speziell in scannenden Anwendungen ist es aber auch möglich, Trajektorien basierend auf einer harmonischen Schwingung zu verwenden und mithilfe schmalbandiger Regler die Bandbreite der Feedback-Schleife zu reduzieren [41].

Kippspiegelsystem werden aber nicht immer mit einer Feedback-Regelung betrieben. Im geschlossenen Regelkreis treten bei hohen Frequenzen aufgrund von mechanischen Resonanzen Oszillationen auf, die durch eine zu geringe Bandbreite des Reglers nicht verhindert werden können. Daher werden auch Vorsteuerungen, die etwa Notch- und Tiefpassfilter enthalten können, verwendet [9]. Speziell piezoaktuierte Kippspiegelsysteme weisen Hysterese auf, die mithilfe einer entsprechenden Vorsteuerung kompensiert werden kann [9, 42].

2.3. Erzielte Spezifikationen

In den nachfolgenden Abschnitten werden einige in der Literatur vorhandene Systeme mit ihren erzielten Spezifikationen erläutert. Unterschieden wird zwischen piezoelektrischer und elektromagnetischer Aktuation.

2.3.1. Piezoelektrische Aktuation

Ein System zur Strahlführung wurde von Mokbel et al. [24] entwickelt. Der zweiachsige Kippspiegel wird zur schnellen und präzisen Positionierung des einfallenden Strahles auf einer Kamera verwendet. Ein mechanischer Kippwinkel von ± 1 mrad bei einer Bandbreite von 3 kHz wird erreicht. Vier vorgespannte Piezoaktoren mit integrierten Dehnungsmessstreifen und einem Stellweg von 15 μm werden zur Auslenkung des Spiegels verwendet. Beim Design des Spiegels wurde darauf geachtet, dass das Trägheitsmoment in Kipprichtung möglichst gering ist, um hohe Bandbreiten zu erzielen. Eine geringe Oberflächenverformung auf der Vorderseite max. 10 nm wird durch Anpassung der Spiegeldicke und Hinzufügen von Verstrebungen an der Unterseite des Spiegels erreicht. Die Form des Spiegels wurde elliptisch mit einer Größe von 2×3 inch gewählt.

Park et al. [16] designten einen kompakten $\text{Ø}28 \times 22 \text{ mm}^2$ kleinen piezoelektrischen Kippspiegel für die Materialbearbeitung mittels Laserstrahl. Drei Piezoaktoren werden mit der gleichen Amplitude aber jeweils um 120° versetzt angesteuert, um eine kreisförmige Bewegung des Strahls am Objekt zu erzielen. Eine mechanische Auslenkung von $\pm 1,2$ mrad und einen Bandbreite von 4 kHz wird erreicht. Dabei wird ein Spiegel mit 20 mm Durchmesser verwendet.

Piezoaktuierte Kippspiegelsysteme haben aufgrund des geringen Stellbereiches nur einen beschränkten Anwendungsbereich. Um die geringe Auslenkung der Piezoaktoren zu verstärken, wird beim zweiachsigen Kippspiegel von Jing et al. [15] ein komplexer

2. Stand der Technik

mechanischer Hebelmechanismus angewendet. Zur Vorhersage des Winkels wurde ein Spannungs-Winkelmodell erstellt. Der entwickelte Prototyp zeigte, dass der mechanische Auslenkwinkel mehr als ± 25 mrad beträgt und die Bandbreite bei 1 kHz liegt. Die Apertur des Spiegels beträgt 20 mm.

Tapos et al. [43] entwickelten einen Kippspiegel mit drei Freiheitsgraden (Tip/Tilt/Piston). Ziel war eine Bandbreite von 1 kHz bei einer Oberflächengenauigkeit des Spiegels von $\lambda/900$. Die hohe Oberflächengüte wird benötigt, da der Spiegel zur Manipulation der Wellenfront eines Michelson Interferometers verwendet wird. Durch das große Trägheitsmoment des Spiegel (50,8 mm Durchmesser) wird die Bandbreite des Systems nach oben beschränkt. FEM Simulation wurde zur Dimensionierung der Einzelteile verwendet. Dabei ergibt sich ein Verhältnis zwischen Spieldurchmesser zu Spiegeldicke von 1/4 als ausreichend steif um die gewünschte max. Oberflächenverformung zu erreichen. Das System verwendet drei handelsübliche vorgespannte Piezoaktoren mit einem Stellweg von $15 \mu\text{m}$ in einer Anordnung von 120° und erreicht einen Kippwinkel im Bereich von $0,15$ mrad. Zur Bestimmung des Kippwinkels werden die integrierten Dehnungsmessstreifen der Piezoaktoren verwendet.

Andere Anforderungen an das Design werden beim Projekt von Bruno et al. [27] gestellt. Der Kippspiegel mit drei Freiheitsgraden kommt bei interferometrischen Anwendung zum Einsatz. Verwendet werden drei um 120° versetzte Piezoaktoren mit einem Stellweg von $2,3 \mu\text{m}$. Ein dynamischer Betrieb ist nicht erforderlich, wodurch es möglich ist, eine konstante Versorgungsspannung für die einzelnen Piezoaktoren zu verwenden. Die Spannung am Piezoaktor, und somit die Ausdehnung, wird mittels Potentiometer durch einen Spannungsteiler eingestellt. Ein Kippwinkel von $\pm 0,06$ mrad wird erreicht.

Ein Kippspiegelsystem zur Bewegungsstabilisierung bei der Bildaufnahme für ein Solar-teleskop wurde von Kentischer et al. [17] entwickelt. Eine Bandbreite von 1 kHz und ein Kippwinkel von $\pm 1,6$ mrad bei einem Spiegeldurchmesser von 60 mm wird erreicht. Drei Piezoaktoren mit einem Stellweg von $10 \mu\text{m}$ werden in einer 120° Anordnung positioniert. Die Umrechnung zwischen Aktor-Koordinatensystem und dem orthogonalen Koordinatensystem (X,Y) erfolgt mittels Transformationsmatrix. Ein Sensor ist bei diesen System nicht integriert.

Bouchilloux et al. [28] verwenden für das Kippspiegelsystem vier Piezoelemente in einem mechanischen Verstärkungsmechanismus (APA - amplified piezo actor). Durch die in Push-Pull-Betrieb arbeitenden Piezoelemente wird ein Kippwinkel von ± 2 mrad und ein Hub des Spiegels von $35 \mu\text{m}$ erreicht. Das System besitzt keine integrierten Sensoren zur Messung des Kippwinkels und erreicht eine Bandbreite von über 1 kHz.

2.3.2. Elektromagnetische Aktuation

Lorentz-Aktuation

Coppoolse et al. entwickelten ein Kippspiegelsystem zur Strahlsteuerung und -stabilisierung. [44]. Ein Kippwinkel von ± 7 mrad wird mit vier Lorentzaktoren erreicht. Ein Berylli-

2. Stand der Technik

umspiegel mit seitlich montierten Sensorelektroden und einem Durchmesser von 28 mm wird verwendet. Kapazitive Sensoren dienen zur Positionsbestimmung des Spiegels. Durch zwei entkoppelte Regler wird eine Bandbreite von 1 kHz erzielt.

Ziel von DeWeerd [14] war, ein Kippspiegelsystem zur Verwendung in der Intersatellitenkommunikation zu entwickeln. Vier Lorentzaktoren erreichen eine Verkippung des Spiegels von ± 52 mrad. Um eine möglichst hohe Zuverlässigkeit zu erreichen wird zur reibungsfreien Lagerung des Spiegels eine kardanische Aufhängung verwendet. Der Durchmesser des Spiegels beträgt 31 mm. Zur Bestimmung des Spiegel-Kippwinkels werden Wirbelstromsensoren verwendet.

Lu et al. [45] entwickelten ein System mit einer großen Spiegelapertur von 80 mm, welche durch vier Lorentzaktoren aktuiert wird. Die geregelte Bandbreite liegt bei 330 Hz. Dabei wird ein Kippwinkel von ± 5 mrad erreicht. Zur Dimensionierung der Aufhängung wird eine analytische Berechnung durchgeführt. Um die Position des Spiegels für die Regelung zu bestimmen, wird ein extern verbauter Triangulationssensor verwendet.

Reluktanz-Aktuation

Das System von Kluk et al. [22] erreicht einen Kippwinkel von $\pm 3,5$ mrad bei einer Bandbreite von 5 kHz und einem Spiegeldurchmesser von 20 mm. Eine kapazitive Positionsmessung und vier Reluktanzaktoren werden dabei verwendet. Das Augenmerk beim Design wurde darauf gelegt, dass die einzelnen Freiheitsgrade entkoppelt sind, um eine Single-Input-Single-Output (SISO) Regelung verwenden zu können.

2.4. Anwendungsbereiche

Präzise und dynamische Kippspiegelsysteme sind in den Bereichen Medizin, Militär und Industrie von großer Bedeutung. Die gezielte Steuerung einer Lichtquelle bzw. eines Laserstrahls wird dabei für verschiedenste Zwecke verwendet. Im Folgenden werden die wichtigsten Anwendungsbereiche kurz erläutert.

Satelliten-Kommunikation

Optische Kommunikation erreicht im Vergleich zu einer Funkverbindung wesentlich höhere Datenraten bei geringerem Energieverbrauch [2]. Um eine optische Kommunikation zwischen zwei Satelliten bzw. Bodenstation und Satelliten zu ermöglichen, ist eine präzise Positionierung des Laserstrahls notwendig, da die Distanz zwischen den Kommunikationsstellen mehrere zehntausende Kilometer betragen kann. Ebenso wird eine hohe Bandbreite der Kippspiegelsysteme benötigt, um Störungen aufgrund von äußeren Einflüssen, ausgleichen zu können. In [1, 46, 47] werden solche Systeme vorgestellt.

LiDAR-Systeme

LiDAR ist ein System, das zur optischen Abstands- bzw. Geschwindigkeitsmessung eingesetzt wird. Dabei wird ein Kippspiegel zur Ablenkung des Laserstrahls verwendet und mit einer Laufzeitmessung der Abstand berechnet. Mithilfe der LiDAR-Technik ist es beispielsweise möglich eine 3D Rekonstruktion der Bahninfrastruktur [48] oder eine topographische Karte [49] zu erstellen.

Materialbearbeitung

Laserschneid- und Schweißverfahren werden in der industriellen Fertigung oft eingesetzt. Um die Positionierung des Laserstrahl am zu bearbeitendem Objekt zu ermöglichen werden auch hier Kippspiegelsystem eingesetzt [16].

Augenoperationen

Liegt eine Hornhautkrümmung des Auges vor, so kann mithilfe eines Laserverfahrens eine Korrektur erreicht werden. Dabei wird ein Teil des Gewebes durch Einsatz eines Laserpulses mit passender Dauer und Energie abgetragen. Die genaue Positionierung des Laserstrahls wird dabei meist durch ein piezoaktuiertes Kippspiegelsystem gesteuert [3].

2.5. Zielspezifikationen und Forschungsfragen

Um die Systemanforderungen, wie maximaler Kippwinkel und Systembandbreite, an das zu designende Kippspiegelsystem festlegen zu können, werden die erzielten Eigenschaften bestehender piezoaktuierter Kippspiegelsystem in Tabelle 2.1 zusammengefasst. Ziel dieser Arbeit soll die Entwicklung eines piezoaktuierter Kippspiegelsystems sein, dass

Kippspiegelsystem	Aktortyp	mech. Winkel [\pm mrad]	Bandbreite [kHz]	Winkelauflösung [nrad]
Park [16]	Piezo Stacks	1,2	4	-
Bouchilloux [28]	Piezo APA	1	1	-
Mokbel [24]	Piezo Modul	1	3	-
PI [50]	Piezo Modul	3,5-15	2,6-1	bis 20
Kentischer [17]	Piezo Stack	1,7	1	-
Jing [15]	PZT APA	25	1	-
Tapos [43]	Piezo Modul	0,15	1	4
Bruno [27]	Piezo Stack	0,06	k.A.	-

Tabelle 2.1.: Systemeigenschaften bestehender piezoaktuierter Kippspiegelsysteme. Die Piezo Stacks entsprechen dabei einem einzelnen Piezoelement, der Piezo APA einem Piezoelement mit Verstärkungsmechanismus und das Piezo Modul einem vorgespanntem Piezoelement.

2. Stand der Technik

eine möglichst hohe Bandbreite, bei möglichst großem Stellbereich aufweist und keinen Verstärkungsmechanismus (APA) verwendet. Es soll ein System entwickelt werden, bei dem die Systemanforderungen im oberen Bereich der bestehenden Systeme liegt. Daher wird ein mechanischer Kippwinkel von ± 3 mrad und eine Bandbreite von 3 kHz gefordert. Die Apertur des Spiegels soll mindestens einen Durchmesser von 10 mm aufweisen. Um eine Positionsregelung des Laserstrahls zu ermöglichen, soll ein Sensorsystem integriert werden, welches die Auslenkung des Spiegels erfasst. In Tabelle 2.2 sind nochmals die Anforderungen zusammengefasst.

Anforderung	Wert
mech. Kippwinkel	± 3 mrad
Winkelauflösung	10 urad
Systembandbreite	3 kHz
Spiegelapertur	10mm

Tabelle 2.2.: Zielspezifikationen des piezoaktuierten Kippspiegelsystems.

In Hinblick auf die unterschiedlichen Anwendungen von piezoaktuierten Kippspiegelsystemen, muss, entsprechend den Anforderungen, das System angepasst werden. Bei der Entwicklung des Kippspiegelsystems, im Hinblick auf die Verwendung in Scan-Applikationen, stellt sich daher folgende Frage:

- *Welche Schritte sind notwendig, um die bestmögliche Performanz des integrierten Systemdesigns hinsichtlich des Stellbereiches, der Bandbreite und des Tracking-Fehlers zu erreichen?*

Dieses Kippspiegelsystem soll, wie angesprochen, in Scan-Applikationen, z.B. Messanwendungen, verwendet werden. Um eine Fläche zu scannen gibt es bereits in der Literatur unterschiedliche Trajektorien wie Raster- und Lissajous-Trajektorien. Wird das System speziell für solche Anwendungen angepasst, stellt sich folgende Frage:

- *Gibt es Trajektorien, die speziell für scannende Messanwendungen geeignet sind und lassen sich auf diese zugeschnittene Reglerdesigns entwickeln?*

Design des Kippspiegelsystems

Die Spezifikationen für das Kippspiegelsystem wurden in Abschnitt 2.5 festgelegt. In diesem Kapitel wird nun das Konzept des Systems dargestellt. Dabei werden Anzahl, Anordnung und Auswahl der Piezoaktoren, um den gewünschten Kippwinkel zu erreichen, festgelegt, die mechanische Konstruktion der Aufhängung sowie die Komponenten des Sensorsystems näher betrachtet.

3.1. Systemkonzept

Abbildung 3.1 zeigt das Konzept des Gesamtsystems für eine Achse. Der obere Teil stellt dabei das Kippspiegelsystem, der untere Teil das Sensorsystem dar. Im Folgenden wird die Funktionsweise des Kippspiegel- und Sensorsystems erklärt.

Das Kippspiegelsystem verwendet Piezo Aktoren um eine Verkippung des Spiegels zu ermöglichen. Die Piezo Aktoren sind in einem bestimmten Abstand vom Rotationszentrum an der Grundplatte montiert. Über den Aktoren befindet sich ein Mover und Spiegel, welche durch eine Aufhängung in Position gehalten werden. Der Mover dient dabei zur Stabilisierung der Aufhängung im Bereich des Spiegels, um Oberflächenverformungen zu vermeiden.

Je Achse werden zwei Piezo Aktoren verwendet. Auf einen Piezo Aktor dürfen keine Zug- und Scherkräfte wirken, daher besteht die Verbindung zwischen Mover und Aktor aus einer Kugellagerung. Im Ruhezustand des Systems sind die Piezo Aktoren bereits zur Hälfte ausgelenkt. Um nun eine Spiegelverkippung in beide Richtungen zu ermöglichen, arbeiten die Aktoren einer Achse in entgegengesetzter Richtung. Bei maximalem Kippwinkel ist ein Aktor zu Null, der zweite den gesamten Stellweg ausgelenkt.

Eine stetige dynamische Änderung des Kippwinkels ist nur möglich, wenn die Piezo Aktoren immer mit dem Mover in Kontakt sind. Durch Vorspannen der Aufhängung

3. Design des Kippspiegelsystems

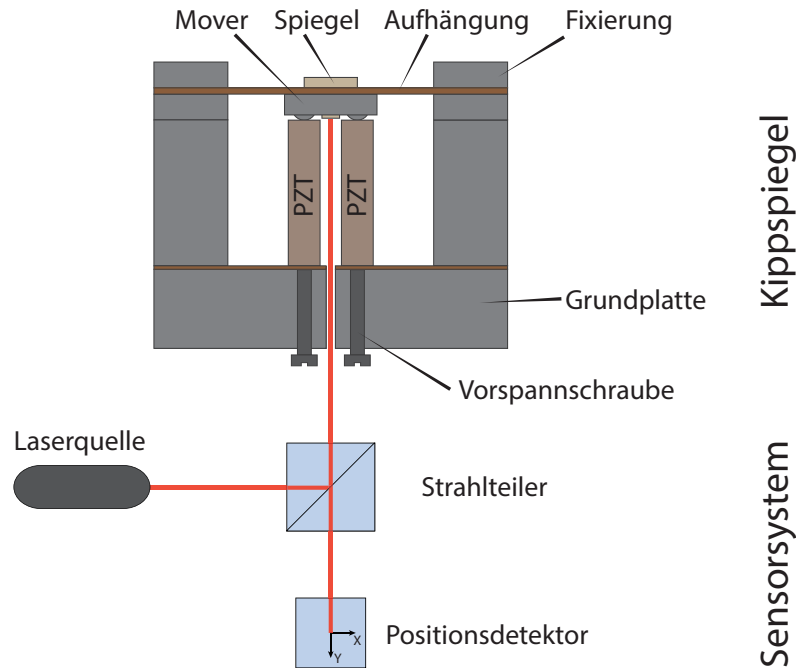


Abbildung 3.1.: Konzeptioneller Aufbau des Kippspiegelsystems mit optischen Sensor zur Positionsmessung. Im Bild ist eine einzelne Systemachse dargestellt.

mithilfe integrierter Vorspannschrauben in der Grundplatte wird das ermöglicht.

Das optische Sensorsystem befindet sich hinter dem Kippspiegelsystem. Die Verkippung des Spiegels an der Vorderseite wird durch einen zusätzlichen Spiegel, der an der Unterseite des Movers montiert ist, gemessen. Dazu befindet sich in der Mitte der Grundplatte eine Bohrung, um den Laserstrahl durchleiten zu können. Mithilfe eines Positionsdetektors und geometrischer Zusammenhänge kann der Kippwinkel bestimmt werden. Eine detaillierte Beschreibung des Sensorsystems ist in Abschnitt 3.4 zu finden.

3.2. Piezo Stack Aktoren

Piezo Stack Aktoren werden aufgrund ihrer Eigenschaften für präzise und schnelle Systeme verwendet [18]. Diese Aktoren verwenden meist als Material einen Blei-Zirkonat-Titanat (PZT) Stoffverbund. Aufgrund der zufälligen Polarisationsrichtungen der Weiss-Bezirke [51] hat das PZT-Material, ohne weiterer Behandlung, keine resultierende Polarisierung. Durch Erwärmung des Stacks und anschließender Polarisierung mithilfe eines starken elektrischen Feldes bleibt eine remanente Polarisierung vorhanden. Wird nun an den Aktor eine elektrische Spannung angelegt, so folgt eine Längenänderung. Handelsübliche Piezo Aktoren erreichen eine Längenänderung von bis zu 2‰ der Gesamtlänge [18].

3.2.1. Spezifikationen und Verwendung

Für die Aktuation des Kippspiegels werden PICMA Stack Multilayer-Piezoaktoren (Modell P-885.91) der Firma Physik Instrumente (PI) mit einer Länge von 36 mm verwendet. Die Spezifikationen dieser Piezoaktoren sind in Tabelle 3.1 angegeben.

Eigenschaft	Daten
Typ	P-885.91
Abmessung	5 mm × 5 mm × 36 mm
Nominalstellweg	32 μm ± 10 %
Max. Stellweg (120 V)	38 μm ± 10 %
Blockierkraft	950 N
Steifigkeit	25 N/μm
Kapazität	3,1 μF
Resonanzfrequenz	40 kHz
Betriebsspannungsbereich	-20 bis 120 V

Tabelle 3.1.: Eigenschaften der PICMA Stack Multilayer-Piezoaktoren

Betrachtet man den maximalen Stellweg von 38 μm und die Länge des Aktors von 36 mm aus Tabelle 3.1, so ergibt sich eine Längenänderung von 1,05‰. Dieser Wert liegt im oben angegebenen Bereich.

Um Piezo Aktoren vor Schäden zu bewahren, dürfen nur axiale Kräfte in Druckrichtung auf den Aktor wirken. Diese Krafteinwirkung ist in Abbildung 3.2(b) dargestellt. Um einen Bruch der Piezo Aktoren zu vermeiden, dürfen keine Scher-, Zug- bzw. Torsionskräfte (Abbildung 3.2(a)) aufgebracht werden.

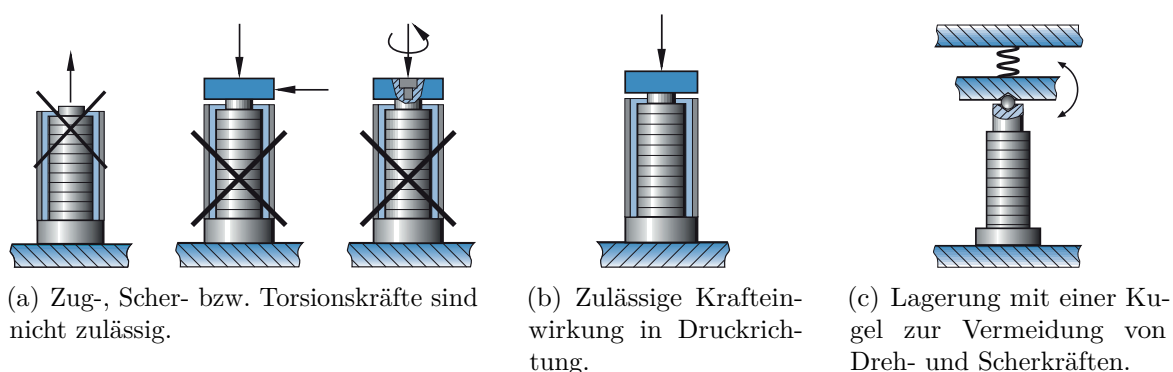


Abbildung 3.2.: Kräfte auf Piezo Stack Aktoren. (a) nicht zulässige, (b) zulässige Kräfte und (c) Lagerung zur Vermeidung unzulässiger Kräfte [18].

Da diese Krafteinwirkungen auf die Aktoren nicht zulässig sind, darf der Mover nicht direkt mit dem Stack Aktor verbunden sein. Abhilfe schafft eine Lagerung mit einer

3. Design des Kippspiegelsystems

Kugel, wie in Abbildung 3.2(c) dargestellt. Die Feder, welche oberhalb des Aktors eingezeichnet ist, entspricht in Abbildung 3.1 der Aufhängung des Spiegels. Damit der Aktor immer in Kontakt mit dem Mover bleibt, muss also immer eine Federkraft (Vorspannung) wirken. Arbeiten Piezo Aktoren gegen eine Feder, so tritt je nach Steifigkeit der Feder bzw. des Aktors ein Stellwegverlust auf. Die Auswirkungen der Steifigkeit werden in Abschnitt 3.3 näher betrachtet.

3.2.2. Anordnung

Wie im vorigen Abschnitt zu sehen, weisen Piezo Aktoren nur eine sehr kleine Längenänderung ΔL von 1 – 2‰ der Gesamtlänge auf. Um nun den geforderten Kippwinkel von ± 3 mrad zu erreichen, müssen die Piezo Aktoren einen bestimmten Abstand vom Rotationszentrum entfernt sein. In Abbildung 3.3 sind die Abstände sowie der Kippwinkel dargestellt. Der Zusammenhang zwischen Längenänderung des Piezo Aktors, Abstand vom Rotationszentrum und Kippwinkel ergibt sich mittels

$$\tan \varphi_{mech} = \frac{\Delta L}{d} . \quad (3.1)$$

Dabei wird die halbe Längenänderung $\Delta L/2$ in Gleichung (3.1) verwendet, um den Kippwinkel φ_{mech} in beide Kipp-Richtungen anzugeben. Piezo Aktoren mit einer Längenänderung $\Delta L = 38 \mu\text{m}$ (Tabelle 3.1) und ein geforderter Kippwinkel von $\varphi_{mech} = \pm 3$ mrad, ergeben einen minimalen Abstand der Aktoren zum Rotationszentrum von $d = 6$ mm.

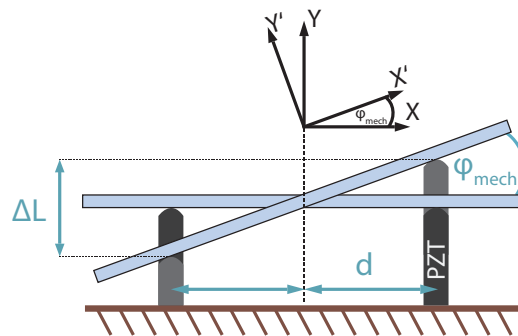


Abbildung 3.3.: Darstellung der Verkippung des Spiegels. Der Winkel φ_{mech} bezeichnet den Kippwinkel, d den Abstand der Piezo Aktoren zum Rotationspunkt und ΔL die gesamte absolute Längenänderung beider Piezo Aktoren.

3.3. Mechanische Konstruktion der Aufhängung

3.3.1. Steifigkeit der Aufhängung

Die Aufhängung dient zur Verbindung des beweglichen Spiegels und der stillstehenden Struktur. Damit die einzelnen Piezoelemente ausreichend Stellweg erzeugen können, darf eine gewisse Steifigkeit der Aufhängung nicht überschritten werden darf. [18]. In

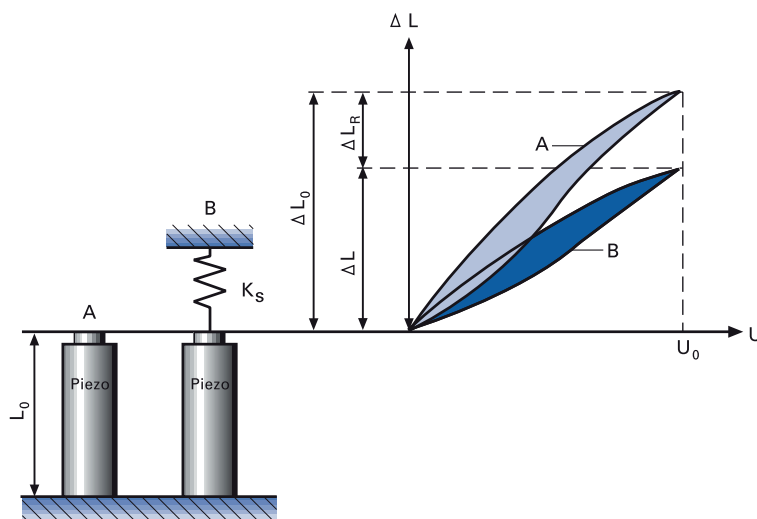


Abbildung 3.4.: Stellweg eines Piezo Aktors in Abhängigkeit der Belastung: Kurve A entspricht keiner Belastung. Kurve B entspricht einer Belastung mit einer vorspannenden Feder [18].

Abbildung 3.1 ist dieser Sachverhalt dargestellt. Piezo A ist nicht vorgespannt und erreicht einen Stellweg ΔL_0 , Piezo B ist mit einer Feder der Steifigkeit k_S vorgespannt und weist dadurch einen um ΔL_R geringeren Stellweg auf. Der Stellweg-Verlust ΔL_R des Piezo Aktors kann wie folgt ermittelt werden:

$$\Delta L_R \approx \Delta L_0 \left(1 - \frac{k_T}{k_T + k_S} \right) \quad (3.2)$$

Dabei bezeichnet k_T die Steifigkeit und ΔL_0 den Nominalstellweg des Piezo Aktors. Die beiden Parameter können aus Tabelle 3.1 entnommen werden. Die Steifigkeit der Aufhängung k_S wird mit dem Finite-Elemente-Simulationsprogramm ANSYS für drei unterschiedliche Federkonfigurationen ermittelt. Um ein einfaches Design zu ermöglichen, besteht die Aufhängung aus einer rund geschnittenen Membrane, auf der Spiegel und Mover verklebt sind. Das Blech wird durch Metallringe oben und unten fixiert.

Um die Steifigkeit der Aufhängung mit ANSYS bestimmen zu können, wird eine statisch-mechanische Analyse durchgeführt. Für die Simulation müssen Flächen, an denen eine Kraft wirkt, definiert werden. Die Piezo Stack Aktoren wirken mit einer Kraft

3. Design des Kippspiegelsystems

auf die Stahlkugeln des Movers und lenken diesen dadurch aus. In Abbildung 3.5(a) sind die definierten Kraftpunkte und die fixierte Lagerung zu sehen. Auf die Kugeln wirkt jeweils eine Kraft von 1 N. Durch die Simulation der Auslenkung des Spiegels kann die Steifigkeit der Feder bestimmt werden. Das Ergebnis einer Simulation wird in

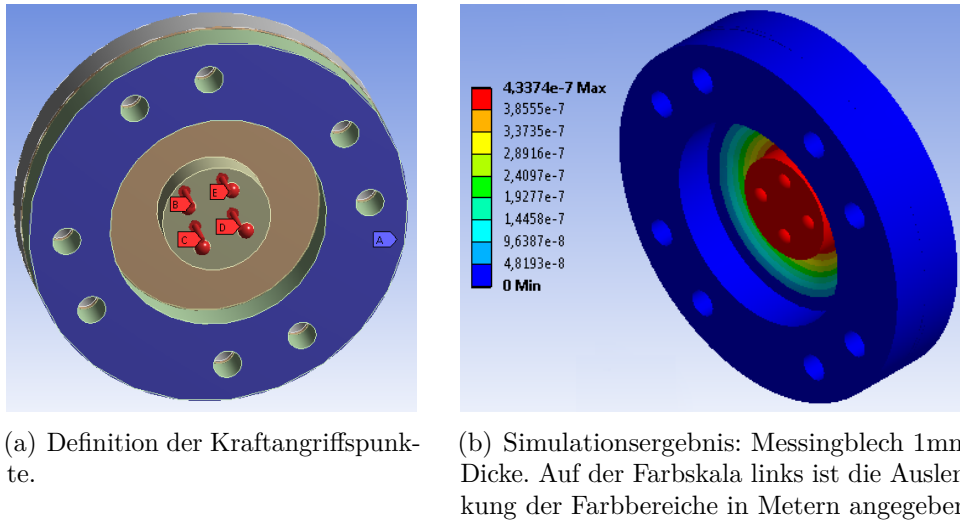


Abbildung 3.5.: Simulation der Aufhängung mit ANSYS.

Abbildung 3.5(b) dargestellt. Die Auslenkung der einzelnen Punkte auf der Struktur ist farblich markiert und die Farbskala zeigt, in welchem Längenbereich sich ein Punkt verschiebt. Drei handelsübliche Bleche werden für die Simulation der Steifigkeit k_S und zur Berechnung des Stellweg-Verlustes verwendet. In Tabelle 3.2 sind die drei Bleche gegenübergestellt. Aufgrund der Werkstoffeigenschaften weist Chromstahl eine höheres Elastizitätsmodul als Messing auf [51], daher ergibt sich bei gleicher Materialstärke auch eine höhere Steifigkeit bei Chromstahl als bei Messing.

Material	k_S [N/ μm]	ΔL_R [μm]
0.8 mm Messing	1,27	1,54
1.0 mm Messing	2,10	2,95
1.0 mm Chromstahl	4,19	5,45

Tabelle 3.2.: Steifigkeit und Stellweg-Verlust bei unterschiedlichen Materialkonfigurationen.

Eine geringere Steifigkeit der Aufhängung bedeutet auch eine geringere Eigenfrequenz. Daher werden im nächsten Abschnitt, mithilfe der Modalanalyse, die Eigenfrequenzen der Aufhängung betrachtet, um einen Kompromiss zwischen Stellwegverlust und erster der Eigenfrequenzen zu finden.

3.3.2. Modalanalyse der Aufhängung

Mithilfe der Modalanalyse ist es möglich, die Eigenfrequenzen der Aufhängung, sowie die Form der Moden zu bestimmen [12]. Die Modenform gibt Aufschluss, wie sich die Aufhängung bei bestimmten Eigenfrequenzen verformt. Durch die Berechnung der Eigenfrequenzen ist es möglich, die resultierende Bandbreite des Systems abzuschätzen.

Zur Analyse wird nur die eingespannte Aufhängung mit Mover und Front-Spiegel herangezogen, da die Piezo Stack Aktoren nur über eine Kugellagerung mit der Aufhängung verbunden sind. In Abbildung 4.2 sind die Formen der ersten sechs Moden dargestellt. Die 1. Mode würde einer gleichen Ansteuerung beider Piezo Stack Aktoren einer Achse entsprechen. Aufgrund entgegengesetzter Ansteuerung ist die Anregung dieser Mode im System aber nicht möglich. Die 2. und 3. Mode zeigt die gewünschten Freiheitsgrade in Richtung der beiden Achsen. Höhere Moden zeigen, dass der Kippspiegel nicht mehr der Aktuation der Piezo Stack Aktoren folgen kann. Tabelle 3.3

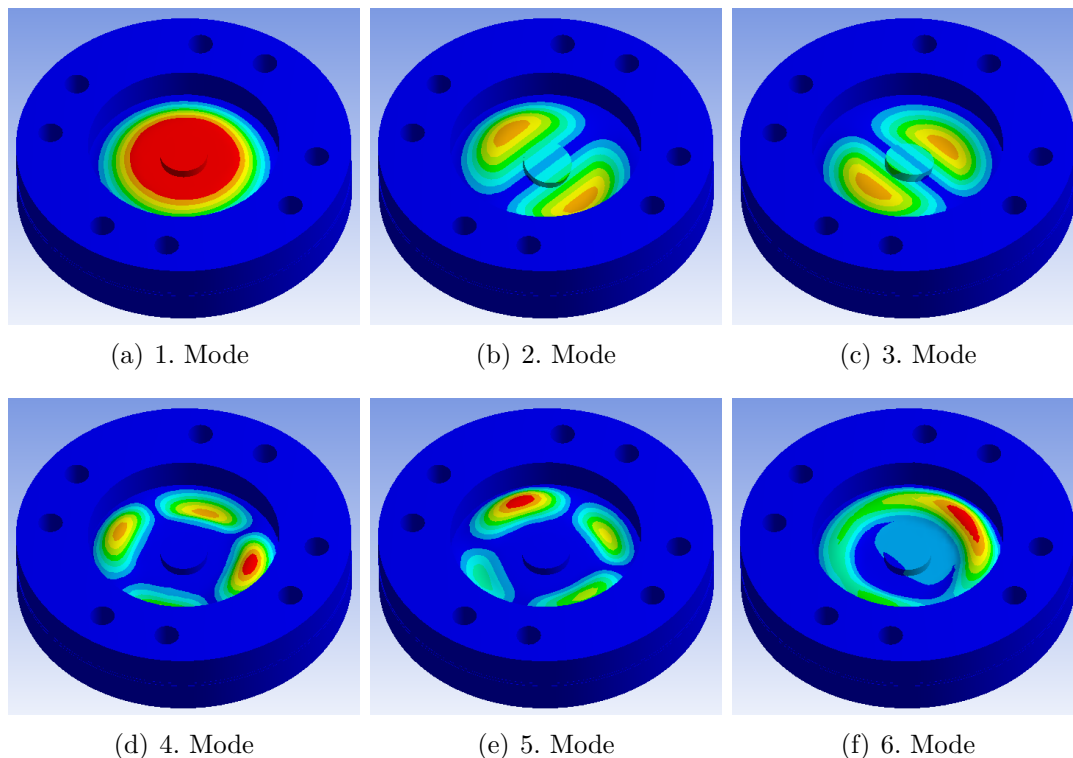


Abbildung 3.6.: Modalanalyse der Aufhängung in ANSYS. Die ersten sechs Moden der Struktur sind dargestellt.

zeigt die Frequenzen der ersten sechs Moden. Die Analyse wird für drei unterschiedliche Membrane ausgeführt, um bei der Auswahl der Membran für den Prototypen einen Kompromiss zwischen Stellwegverlust und Höhe der Resonanzfrequenzen machen zu können.

3. Design des Kippspiegelsystems

Moden [Hz]	0.8 mm Messing	1 mm Messing	1 mm Chromstahl
1.	3780	4812	8642
2.	6483	8234	15203
3.	6548	8273	15263
4.	28377	31149	42209
5.	28639	31169	42231
6.	29632	32050	46327

Tabelle 3.3.: Moden der Aufhängung für unterschiedliche Materialkonfigurationen.

Aufgrund des geringeren Stellweg-Verlusts (Tabelle 3.2) und ausreichender Höhe der 1. Mode (Tabelle 3.3), wird für den ersten Prototyp das 0.8 mm Messingblech verwendet. Vergleicht man den Stellwegverlust und die Höhe der ersten Resonanz des 0.8 mm Messing- bzw. des 1 mm Chromstahlbleches, so tritt bei fünffachem Stellwegverlust nur eine Verdoppelung der Resonanzfrequenz auf.

3.4. Sensorsystem

3.4.1. Messprinzip

Zur Regelung der Spiegelposition, wird die Verkippung des Spiegels benötigt. Wie bereits in Abschnitt 3.1 erwähnt, soll ein System verwendet werden, das an der Rückseite des Kippspiegelsystems angebracht ist und die Spiegelposition bestimmt. Verwendet wird ein optisches System mit einem zusätzlicher kleinerer Spiegel an der Rückseite des Movers. In Abbildung 3.7 ist das Messprinzip mit den einzelnen Komponenten dargestellt. Die Komponenten sind eine Laserquelle, ein linearer Strahlteiler und ein Positions-Sensitiver-Detektor (PSD). Die Laserquelle erzeugt einen Strahl, der am Strahlteiler mit halber Intensität reflektiert und mit halber Intensität transmittiert wird. Dieser Strahl wird nun an dem zusätzlich montierten Spiegel an der Rückseite des Movers reflektiert. Aufgrund des Reflexionsgesetzes [34] ist der Einfallswinkel des Strahls gleich dessen Ausfallswinkel. Der Laserstrahl wird somit wieder zurück reflektiert und beim Strahlteiler wieder in reflektierten und transmittierten Strahl aufgeteilt. Die Position, an der der transmittierte Strahl die PSD trifft, wird gemessen und erlaubt einen Rückschluss auf den Kippwinkel des Spiegels.

Lässt man die Laserquelle und den Strahlteiler in Abbildung 3.7 weg und betrachtet nur die Reflexion des Strahls am beweglichen Spiegel, so ergibt sich die vereinfachte Abbildung 3.8. Im Übersichtsbild ist der Abstand L zwischen Spiegel an der Rückseite des Movers und der PSD sowie die Auslenkung b , welche sich bei maximaler Verkippung des Spiegels in beide Richtungen ergibt, eingezeichnet.

3. Design des Kippspiegelsystems

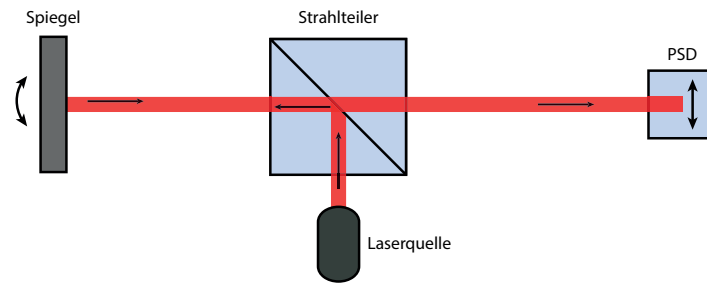


Abbildung 3.7.: Schematische Darstellung des Sensorsystems. Die einzelnen Komponenten bestehend aus Laserquelle, Strahlteiler und Positions-Sensitiver Detektor (PSD) sind dargestellt.

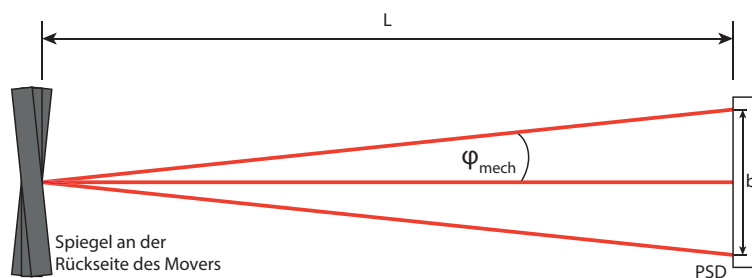


Abbildung 3.8.: Bestimmung des resultierenden Kippwinkels.

Mithilfe dieser beiden Parameter ist es möglich den Kippwinkel mit

$$\varphi_{mech} = \pm \arctan\left(\frac{b}{L}\right) \quad (3.3)$$

zu bestimmen. Der Faktor $\frac{1}{4}$ in Gleichung (3.3) ergibt sich aufgrund der Winkelangabe φ_{mech} in beide Kipprichtungen und durch das Reflexionsgesetzes, da die optische Auslenkung doppelt so groß ist wie die mechanische Auslenkung.

3.4.2. Auswerteelektronik der PSD

Zur Erfassung der Position des Laserstrahls an der PSD, müssen die vier Elektroden (I_{x1} , I_{x2} , I_{y1} und I_{y2}) der PSD ausgewertet werden. Der einfallende Laserstrahl erzeugt einen Photostrom, das Verhältnis der vier Ströme ist direkt proportional zur Position am Detektor. In Abbildung 3.9 ist ein Blockschaltbild der Auswertung zu sehen. Um die Position des Strahls zu ermitteln, müssen die Ströme addiert bzw. subtrahiert werden. Folgender Zusammenhang wird zur Berechnung der Position am Detektor verwendet:

$$\begin{aligned} x &= \frac{(I_{x2} + I_{y2}) - (I_{x1} + I_{y1})}{I_{x1} + I_{x2} + I_{y1} + I_{y2}} \\ y &= \frac{(I_{x2} + I_{y1}) - (I_{x1} + I_{y2})}{I_{x1} + I_{x2} + I_{y1} + I_{y2}} \end{aligned} \quad (3.4)$$

3. Design des Kippspiegelsystems

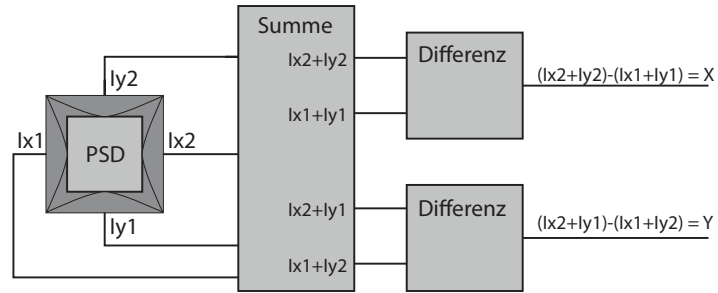


Abbildung 3.9.: Blockschaltbild der Auswerteelektronik der PSD.

Werden die Differenzen durch die Summe aller Ströme dividiert, so ist das resultierende Ergebnis unabhängig von der Intensität des einfallenden Lichtstrahles.

Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

Mit den Überlegungen aus dem vorigen Kapitel ist es nun möglich, einen konkreten Systemprototypen zu konstruieren. Die Realisierung, sowie das Zusammenwirken der einzelnen Komponenten wird erklärt. Der Vorspannmechanismus der Piezo Aktoren wird näher betrachtet und eine geeignete Prozedur zum Einstellen der Vorspannung wird vorgestellt. Zur Charakterisierung des Sensorsystems wird der Strahldurchmesser der Laserquelle und dessen Intensität bestimmt. Durch Vergleichsmessungen mit einem Triangulationssensor wird der lineare Bereich des Sensors bestimmt. Um den maximalen Kippwinkel des Systems zu bestimmen und das Sensorsignal in eine Winkelinformation des Spiegels umzurechnen, werden trigonometrische Zusammenhänge abgeleitet.

4.1. Konstruktion und Aufbau

4.1.1. Aktorsystem

Das in Kapitel 3.1 vorgestellte Systemkonzept gibt einen Überblick, wie die einzelnen Komponenten zusammenwirken. Zur Konstruktion eines Prototypen wird zuerst ein 3D Modell des Kippspiegelsystems erstellt. Im Folgenden werden der Zweck und die Eigenschaften der einzelnen Komponenten des Kippspiegelsystems, wie in Abbildung 4.1 dargestellt, erläutert.

Montageplatte: Die Montageplatte (Abb. 4.2(a)) dient zur Befestigung des Mittelteiles, der Ringe für Federfixierung und der Feder sowie zur Tischmontage. Für die Vorspannschrauben sind M5-Gewindebohrungen vorgesehen.

Mover: Der Mover (Abb. 4.2(d)) besteht aus einer Aluminiumscheibe mit einer Dicke von 5,5 mm und einem Durchmesser von 20 mm. In den Vertiefungen werden Stahlkugeln verklebt, damit beim Verkappen des Movers nur eine Kraft in axialer Richtung auf die Piezo Aktoren wirkt. Wichtigste Aufgabe des Movers ist die Versteifung der Federstruktur im Bereich des Frontspiegels, um Oberflächendeformation des Spiegels zu verhindern.

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

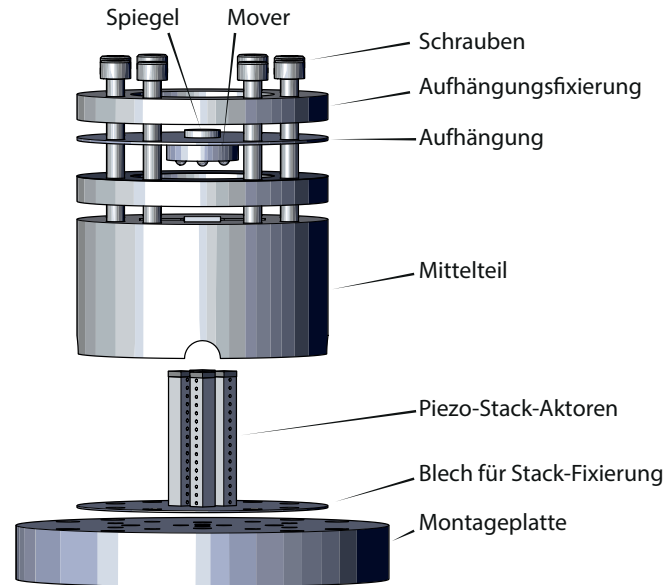


Abbildung 4.1.: Komponenten des Kippspiegelsystems dargestellt in einer Explosionszeichnung.

Piezo Stack Aktoren: Die Aktoren, wie in Abschnitt 3.2 beschrieben, werden zur Auslenkung des Spiegels verwendet. An der Oberseite jedes Aktors ist eine Stahlkappe angebracht um die Kraftverteilung der Stahlkugeln zu gewährleisten. An der Unterseite sind die Elemente auf einem 0,1 mm dünnen Blech verklebt. Durch das Blech sind die Stack Aktoren lateral fixiert, vertikal können sie durch die Stellschrauben verstellt werden.

Mittelteil: Der Mittelteil (Abb. 4.2(b)) wird verwendet, um das Blech der Piezoelemente einzuspannen und dem System die nötige Stabilität und Steifigkeit in Querrichtung zu geben.

Aufhängung: Die Aufhängung besteht aus einer rund geschnittenen Membrane, welche mit Bohrungen versehen ist. Die Blechstärke und das Material sind in Abschnitt 3.3 beschrieben. An der Ober- und Unterseite wird das Blech durch einen Metallring eingespannt. Auf der Oberseite dieser Struktur ist der Spiegel und auf der Unterseite der Mover zentrisch verklebt.

Aufhängungsfixierung: Die Aufhängungsfixierung (Abb. 4.2(c)) dient zum Einspannen der Aufhängung bzw. um den Mover im richtigen Abstand zu den Piezo Aktoren zu positionieren.

Eine Gesamtansicht des Kippspiegels ist in Abbildung 4.3(a) zu sehen. In 4.3(b) ist ein Schnitt durch die Mittelachse dargestellt. Hier ist zu sehen, wie die Piezo Stack Aktoren in der Struktur verbaut sind, wo die Vorspannschrauben angreifen und an

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

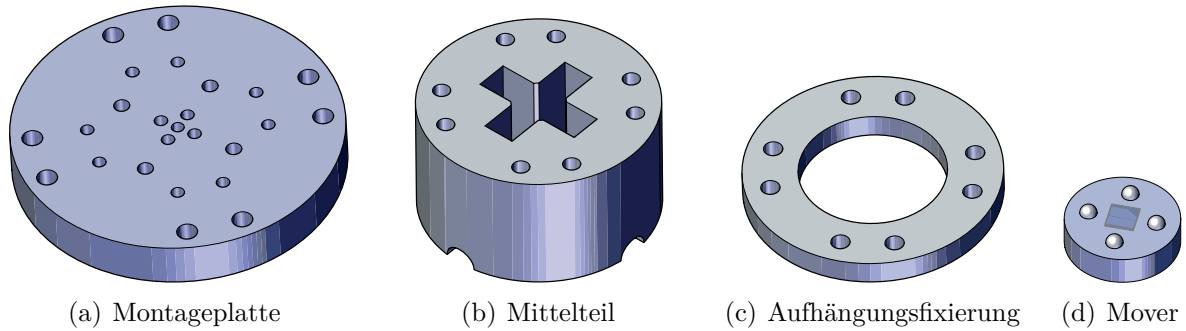


Abbildung 4.2.: Übersicht über die Komponenten der Grundstruktur.

welchen Punkten die Kraftübertragung der Piezo Aktoren erfolgt.

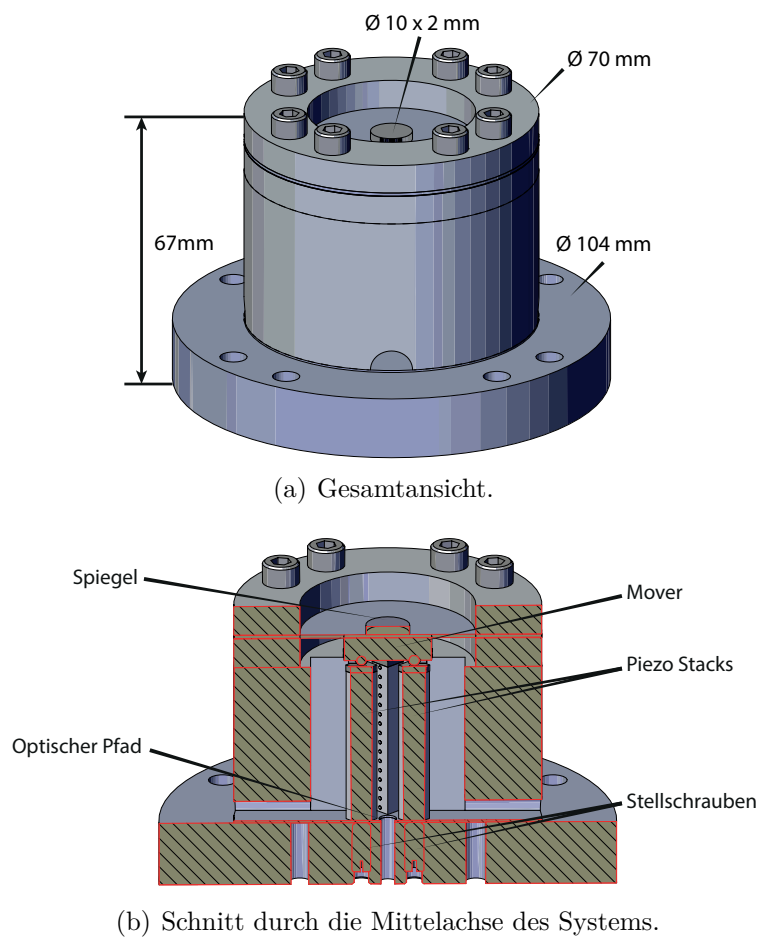


Abbildung 4.3.: Modell des Kippspiegelsystems in Gesamt und Schnitt-Ansicht.

Abbildung 4.4 zeigt ein Foto des fertiggestellten Prototyps. Zu sehen ist der Spiegel, der zur Strahlableitung dient und die BNC-Anschlüsse, die das Ansteuern der einzelnen Piezo Aktoren ermöglichen.

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

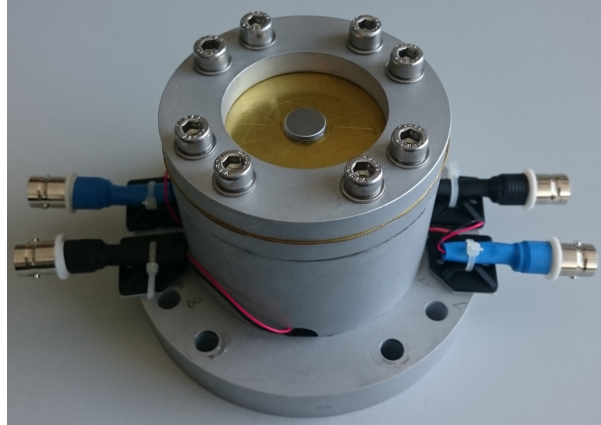


Abbildung 4.4.: Prototyp des Kippspiegelsystems. An der Montageplatte sind BNC-Buchsen, zur Ansteuerung der Piezo Aktoren angebracht.

4.1.2. Piezo - Montage und Vorspannmechanismus

Die Montage der Piezo Aktoren am Blech der Stack-Fixierung erfolgt mit einem Zweikomponenten-Epoxidharz Kleber. In Abbildung 4.5 ist das Prinzip des Vorspannmechanismus dargestellt.

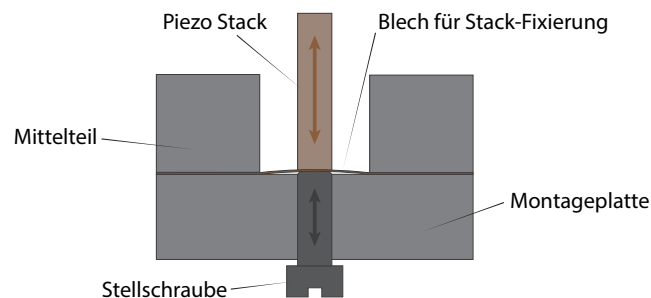


Abbildung 4.5.: Schematische Darstellung des Vorspannmechanismus.

Die Aktoren werden mithilfe des Bleches in lateraler Richtung fixiert. Mithilfe der Stellschrauben ist eine Höhenanpassung bzw. das Vorspannen der Piezo Stacks möglich.

4.1.3. Realisierung der Aufhängung

In Abschnitt 3.3 wird die mechanische Auslegung der Aufhängung behandelt. Aufgrund der Simulationsergebnisse wird für den Prototypen ein Messingblech der Stärke 0.8 mm verwendet. Abbildung 4.6 zeigt die Komponenten der Aufhängung. Der Mover wird mittels Epoxidharzkleber mit dem Blech verbunden. Zu sehen sind auch die vier Stahlkugeln, an denen die Piezoelemente Kraft aufbringen, und der Spiegel, der für das Sensorsystem verwendet wird.

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

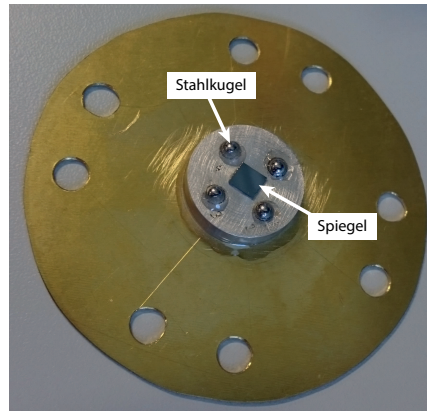


Abbildung 4.6.: Federstruktur mit verklebtem Mover. Auf der Rückseite des Movers sind vier Kugeln zur Lagerung und ein Spiegel für das Sensorsystem verklebt.

4.1.4. Einstellung der Vorspannung

In Abschnitt 4.1.2 wurde der Vorspannmechanismus der Piezo Aktoren dargestellt. Damit die Aktoren immer in Kontakt mit der Aufhängung sind, kann die Aufhängung mithilfe der Stellschrauben vorgespannt werden. Abbildung 4.10 zeigt den Aufbau des Kippspiegelsystems samt Sensorsystem. Zur Einstellung der Vorspannung bzw. Vermessung des Hubes, wird an der Vorderseite des Spiegels ein Konfokalsensor (Micro-Epsilon confocalDT 2451) montiert. Der Sensor kann durch drei Stages in X-, Y- und Z-Richtung positioniert werden und ermöglicht somit die Messung an den vier Angriffspunkten der Piezo Aktoren.

Zur Einstellung der Vorspannung sind folgende Schritte notwendig:

- Sensor mithilfe der Stages zur Position eines Piezo Aktors verschieben, um dessen Hub zu messen.
- Piezo Aktor mit maximaler Amplitude ansteuern. Verwendet wird ein Sinussignal mit einer Amplitude von 0...120 V und einer Frequenz von 5 Hz.
- Mithilfe des Konfokalsensors den Hub am Mover messen.
- Vorspannschraube so justieren, bis der Verlauf des Hubes am Konfokalsensor einer Sinusform entspricht und maximaler Hub von 33 μm erreicht wird.
- Die oberen vier Punkte bei allen vier Stacks mehrmals wiederholen, bis alle Piezo Aktoren gleichen Hub aufweisen.

4.2. Sensorsystem

Das Sensorsystem ist, wie in Abschnitt 3.4 beschrieben, aufgebaut. Als Positionsdetektor wird eine PSD von Hamamatsu [52] verwendet. Die Eigenschaften der PSD sind in

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

Tabelle 4.1 gelistet.

Eigenschaft	Wert
Typ	S5990-01
Photoresisitve Fläche	$4 \times 4 \text{ mm}$
Positionsauflösung	$0,7 \mu\text{m}$

Tabelle 4.1.: Eigenschaften des PSD [52].

Zur Auswertung des Positionssignals, wird das Blockschaltbild aus Abbildung 3.9 durch analoge Operationsverstärker-Schaltungen realisiert. Der verwendete Schaltplan, sowie das Leiterplattenlayout ist in Anhang A zu finden.

Zur Charakterisierung des Sensors wird der lineare Messbereich ermittelt, sowie die verwendete Laserquelle näher betrachtet. Um die laterale Bewegung des Laserstrahls an der PSD in einen Kippwinkel des Spiegels umrechnen zu können, werden in Abschnitt 4.2.3 die Maße des Systems angegeben, sowie Winkelfunktionen abgeleitet.

4.2.1. Laserquellen

Als Laserquelle wird eine handelsübliche Laserdiode verwendet. Zur Charakterisierung des Strahls wird die Intensität, sowie der Strahldurchmesser bestimmt. Zwei ähnliche Laserquellen werden für die Vermessung der Linearität bzw. für den Einbau im Messaufbau des Kippspiegelsystems verwendet. Die Eigenschaften der verwendeten Quellen sind in Tabelle 4.2 angegeben.

Laser	Leistung [μW]	\emptyset -Strahl [mm]
Linearitätsmessung	54,44	1,02
Messaufbau des Kippspiegelsystems	3,46	0,98

Tabelle 4.2.: Eigenschaften der Laserquellen.

Die verminderte Leistung beim Messaufbau ergibt sich aufgrund der Verwendung zweier unterschiedlicher Laserquellen sowie durch Halbierung der Intensität des Strahls bei jedem Durchtritt des Strahlteiler und einer geringen Absorption des Strahls am Spiegel des Movers.

4.2.2. Messung der Linearität

Um den verwendeten Sensor samt Auswerteelektronik charakterisieren zu können, werden für jede Achsen-Richtung drei Kennlinien gemessen. Abbildung 4.7 zeigt die Pfade an denen die drei Kennlinien je Achse aufgenommen werden. Die Laserdiode wird auf einer Stage montiert und die Verschiebung mittels extern montiertem Triangulations-sensor (Micro-Epsilon ILD2200-2) gemessen. Betrachtet man die beiden Messungen in

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

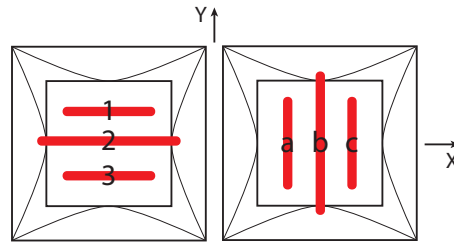


Abbildung 4.7.: Vermessene Pfade auf dem PSD zur Bestimmung der Linearität.

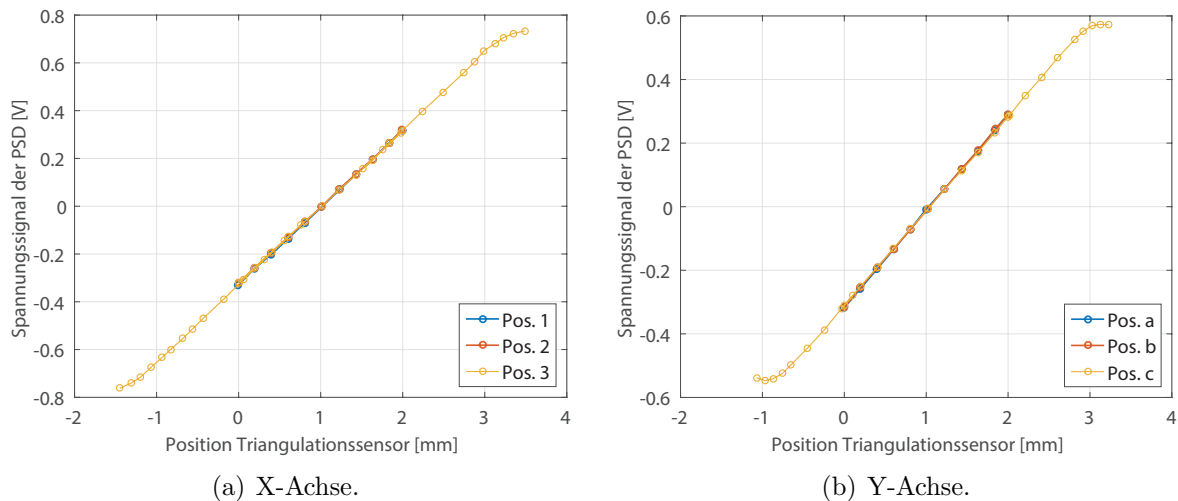


Abbildung 4.8.: Messung der Linearität des PSD entlang beider Achsrichtungen.

Abbildung 4.8(a) bzw. 4.8(b) so ist der Sensor über einen Bereich von 3,5 mm linear. An den Randbereichen der PSD, in denen der Laserstrahl nicht mehr zur Gänze auf die Photodiode auftrifft, kann man eine Verzerrung des Sensorsignals erkennen. Der Vergleich der PSD Signale beider Achsen zeigt einen leichten Steigungsunterschied. Widerstandstoleranzen und in weiterer Folge unterschiedliche Verstärkung der Signale in der Auswerteelektronik führen zu diesem Unterschied. Vergleicht man die drei horizontalen bzw. vertikalen Pfade, so tritt kein Steigungsunterschied auf.

4.2.3. Bestimmung des Kippwinkels

Als Ausgangsgröße des Systems wird der Kippwinkel des Spiegels benötigt. Dafür wird die laterale Bewegung des Laserstrahls am Detektor verwendet und mithilfe von Winkelfunktionen umgerechnet. Wird der Kippspiegel statisch auf den maximalen Kippwinkel ausgelenkt, dann entspricht die Auslenkung des Laserstrahls an der PSD dem maximalen Stellbereich. Eine schematische Darstellung ist in Abb. 3.8 zu sehen. Die Distanz $L = 325$ mm zwischen Kippspiegel und Positionsdetektor sowie die Auslenkung b am Detektor ergibt sich durch Messung am Aufbau.

Bei voller Auslenkung der Piezo Aktoren (sinusförmiger Spannung mit 0,5 Hz, 60V

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

Amplitude und 60V Offset) ergibt sich ein Sensorsignal wie in Tabelle 4.3 angegeben. Mithilfe von Gleichung (3.3) kann der mechanische Kippwinkel des Systems bestimmt werden. Der erreichte Kippwinkel ist ebenfalls in Tabelle 4.3 angegeben. Vergleicht man das PSD-Sensorsignal beider Achsen so ist ein leichter Unterschied bei gleicher Auslenkung zu erkennen. Dieses Verhalten wird bereits bei der Messung der Linearität in Abschnitt 4.2.2 festgestellt.

	PSD-Sensorsignal	Auslenkung b auf PSD	mech. Kippwinkel φ_{mech}
X-Achse	$x_{pp} = 502,1 \text{ mVpp}$	3,1 mm	$\pm 2,38 \text{ mrad}$
Y-Achse	$y_{pp} = 489,1 \text{ mVpp}$	3,1 mm	$\pm 2,38 \text{ mrad}$

Tabelle 4.3.: Sensorsignal und resultierender Kippwinkel bei Auslenkung der Piezo Stack Aktoren mit sinusförmiger Spannung (0,5 Hz, 60V Amplitude mit 60V Offset).

Die Umrechnung des PSD-Sensorsignals in einen mechanischen Kippwinkel kann folgendermaßen angegeben werden:

$$\varphi_{X_{mech}} = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{\frac{b}{x_{pp}} \cdot U_{Sx}}{L} \right) \quad \text{bzw.} \quad \varphi_{Y_{mech}} = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{\frac{b}{y_{pp}} \cdot U_{Sy}}{L} \right) \quad (4.1)$$

U_{Sx} bzw. U_{Sy} bezeichnen dabei die Spannungssignale am Ausgang der Auswertelektronik und b bezeichnet die Auslenkung auf der PSD, wie in Abbildung 3.8 zu sehen. Wird die Kleinwinkelnäherung für den Tangens verwendet, so kann direkt ein Proportionalitätsfaktor für die Umrechnung des Sensorsignals zu einem Kippwinkel angegeben werden. In Tabelle 4.4 sind die Umrechnungsfaktoren angegeben.

	Umrechnungsfaktor [urad/mV]
X-Achse	$k_X = 9,4987$
Y-Achse	$k_Y = 9,7509$

Tabelle 4.4.: Proportionalitätsfaktor für die Umrechnung des Sensorsignal in den zugehörigen Kippwinkel.

Der durch die Kleinwinkelnäherung entstehende Fehler ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Da das PSD-Sensorsignal nicht größer als $x_{pp}/2$ bzw. $y_{pp}/2$ werden kann, entsteht durch die Kleinwinkelnäherung ein maximaler Fehler von 16,7 nrad bzw. 18,2 nrad. Durch Messung der Standardabweichung $\sigma_{Sensor} = 0.968 \text{ mV}_{rms}$ des Sensors und anschließender Umrechnung in einen Kippwinkel, mithilfe der Faktoren aus Tabelle 4.4, ergibt sich ein um drei Größenordnungen größerer Kippwinkel als der entstandene Fehler durch die Näherung. Die Kleinwinkelnäherung geht somit im Rauschen des Sensorsignals unter.

4. Prototypischer Aufbau des Kippspiegelsystems

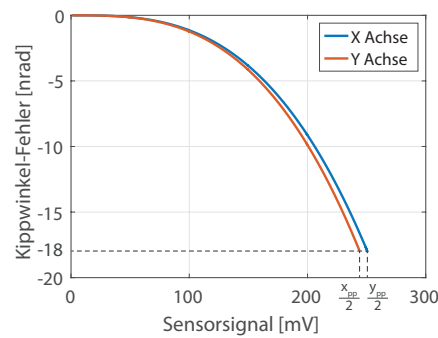


Abbildung 4.9.: Fehler durch die Kleinwinkelnäherung. Bei voller Auslenkung entsteht ein maximaler Fehler von 18 nrad.

4.3. Zusätzliche Hardwarekomponenten

4.3.1. dSPACE System

Ein dSPACE System (MicroLabBox DS1202) wird zur Steuerung bzw. Regelung (siehe Kapitel 6) des Kippspiegelsystems und zur Acquisition von Signalen verwendet. Mithilfe von MATLAB und Simulink ist es möglich, Regler zu implementieren und Ein- bzw. Ausgänge der MicroLabBox anzusteuern. In Tabelle 4.5 sind die wichtigsten Parameter bzw. Einstellungen des Systems zusammengefasst.

Parameter	Wert
ADC/DAC Auflösung	16 bit
ADC/DAC Spannungsbereich	± 10 V
Abtastfrequenz f_S	60 kHz

Tabelle 4.5.: Eigenschaften der dSPACE MicroLabBox.

4.3.2. Verstärker

Der Verstärker von TECHPROJECT ist ein Piezoverstärker mit sechs Kanälen und besitzt einen Eingangsspannungsbereich von $-10/10$ V der zu einer Ausgangsspannung von $0/150$ V verstärkt wird. Verwendet wird ein Spannungsbereich von $0/120$ V, die Anpassung dazu erfolgt im dSPACE System. Somit ergibt sich im dSPACE System folgender Zusammenhang zwischen Eingang und Ausgang bei einem Eingangsspannungsbereich von $-10/10$ V:

$$U_{Ausgang} = 6 \cdot U_{Eingang} + 60V \quad [V] \quad (4.2)$$

Die Frequenzeigenschaften des Verstärkers werden in Abschnitt 5.2 behandelt.

4.4. Überblick des Laboraufbaus

Abbildung 4.10 zeigt einen Überblick des Laboraufbaus. Die Komponenten sind auf einem optischen Tisch montiert, um Bodenvibrationen zu unterdrücken. Links im Bild ist ein Teil des Piezo Verstärkers, in der Mitte der Kippspiegel und rechts das Sensorsystem mit Strahlteiler, Laserquelle und Auswerteelektronik zu sehen. Zur Einstellung der Vorspannung wird ein Konfokalsensor mit X,Y,Z Stage vor dem Kippspiegel montiert, um die Hub der Piezoaktoren am Mover messen zu können.

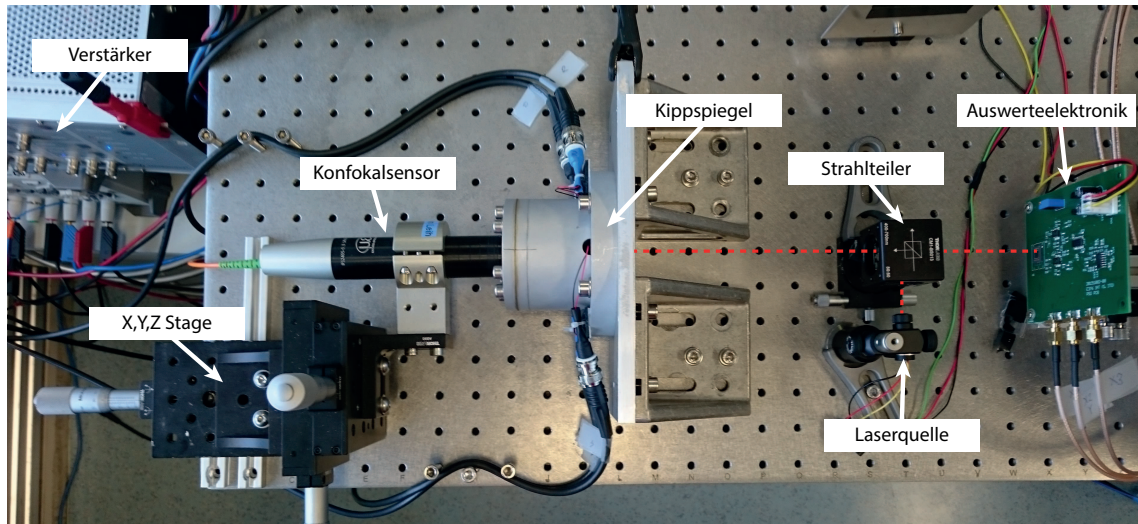


Abbildung 4.10.: Überblick über den gesamten Laboraufbau. Neben dem Kippspiegel und dem Sensorsystem ist auch der Konfokalsensor mit Positioniereinrichtung zur Vermessung des Hubes und Einstellen der Vorspannung abgebildet.

Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

In den Kapiteln 3 und 4 wurden die Eigenschaften und der Aufbau der Teilkomponenten behandelt, sowie der Kippspiegel-Prototyp vorgestellt. Nun werden die Systemeigenschaften des Prototypen in mehreren Schritten analysiert und mithilfe von Identifikationsdaten ein mathematische Modelle des Systems zu erstellen. Zuerst werden die Frequenzeigenschaften des Gesamtsystems, des Verstärkers und des dSPACE Systems identifiziert, sowie das Übersprechens einer Achse zur jeweils anderen Achse gemessen. Dazu wird zur Aufnahme des Frequenzganges ein HP 3562A Dynamic System Analyzer verwendet. Mithilfe der gemessenen Daten kann nun, durch Verwendung von Pol- und Nullstellen 2. Ordnung, ein Systemmodell erstellt werden. Die Übertragungsglieder werden mit

$$G_{Pol}(s) = \frac{1}{1 + 2\frac{d}{\omega}s + \frac{s^2}{\omega^2}} \quad (5.1)$$

$$G_{Nullstelle}(s) = 1 + 2\frac{d}{\omega}s + \frac{s^2}{\omega^2} \quad (5.2)$$

angegeben und weisen als Parameter die Resonanzfrequenz ω und die Dämpfung d auf. Dabei werden die Frequenzen ω so gewählt, dass diese an den Stellen der Resonanzen/Antiresonanzen des Systems liegen und die Dämpfung entsprechend der Höhe der Resonanz eingestellt. Weiters werden die zu erwartenden Hystereseeffekte zufolge der Piezo Aktoren bestimmt. Abschließend wird das Einwirken der einzelnen Rauschquellen betrachtet, um die resultierende Winkelunsicherheit des Systems abschätzen zu können und jene Teilkomponenten zu identifizieren, die den größten Anteil an der resultierenden Unsicherheit haben.

5.1. Identifikation Gesamtsystem

Zur Analyse der Kippspiegelsystem-Achsen wird das Gesamtsystem betrachtet. Abbildung 5.1 zeigt den Messaufbau mit den einzelnen Teilkomponenten. Aufgrund des

5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

linearen Eingangs-Ausgangsverhalten des Systems, zeigt die Messung des Frequenzganges bei unterschiedlichen Referenzspannungen identisches Verhalten. Zur Identifikation des Systems werden daher die Messungen mit einer Referenzspannung von 100 mVpp (1% des Gesamtbereiches) verwendet, um bei den Resonanzfrequenzen nicht zu große Auslenkungen zu erreichen.

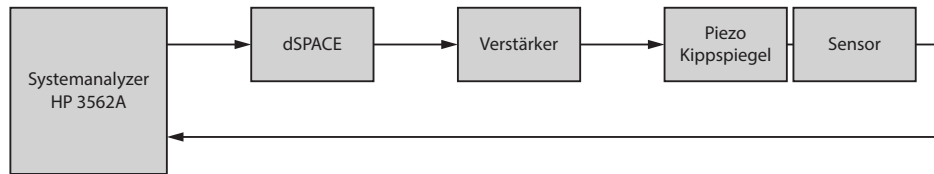
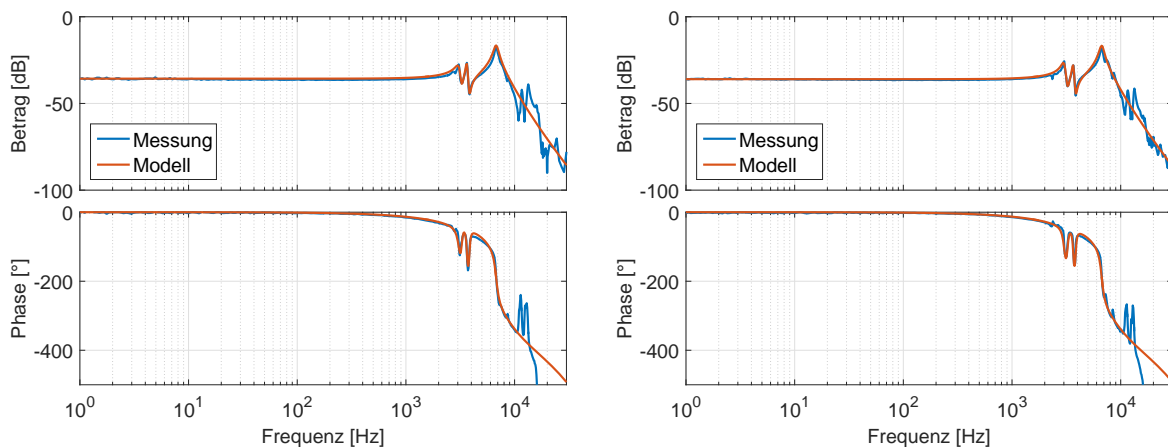


Abbildung 5.1.: Blockschaltbild zur Identifikation der beiden Systemachsen.

Die Messung des Frequenzganges beider Achsen ist in Abbildung 5.2 dargestellt. Die drei wesentlichen Resonanzfrequenzen der X-Achse liegen bei 3082, 3639 und 6777 Hz, der Y-Achse bei 3027, 3660 und 6699 Hz. Beim Vergleich des Frequenzganges der X- bzw. Y-Achse kann man sehen, dass diese sehr ähnliches Verhalten zeigen. Durch Unsymmetrien im mechanischen Aufbau sind nur sehr geringe Unterschiede in der Position der Resonanzfrequenzen zu sehen.



(a) X-Achse. Modellierter Resonanzen bei 3082, 3639 und 6777 Hz.

(b) Y-Achse. Modellierter Resonanzen bei 3027, 3660 und 6699 Hz.

Abbildung 5.2.: Frequenzgang der X- und Y-Achse des Kippspiegelsystems. Für jede Achse wird Messung und Modellierung gegenübergestellt.

In Abschnitt 3.3.2 wurde die Modalanalyse der Aufhängung durchgeführt. Dabei wurden für die ersten drei Moden die Frequenzen 3780, 6483 und 6548 Hz ermittelt. Die 2. und 3. Mode entspricht der Verkippung in beiden Achsrichtungen. Vergleicht man diese Frequenzen mit der Messung so kann man eine gute Übereinstimmung sehen (Abweichung maximal 294 Hz). Auch die erste Mode mit einer Frequenz von 3780 Hz zeigt gute Übereinstimmung mit der gemessenen zweiten Resonanz der beiden Achsen (120 bzw. 140 Hz Abweichung). Die Messung der Achsen zeigt eine weitere Resonanz

5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

bei 3082 bzw. 3027 Hz. Diese Frequenz ist in den Ergebnissen der Modalanalyse nicht vorhanden. Möglicherweise werden diese Resonanzen aufgrund von Unsymmetrien im Aufbau angeregt. Auffällig bei der Betrachtung des Frequenzganges der Achsen ist das Tiefpassverhalten und das Auftreten weiterer Resonanzen mit geringer Amplitude ab einer Frequenz von ca. 10 kHz, sowie der Phasenverlust bei höheren Frequenzen. Aus diesem Grund werden der Verstärker und das dSPACE-System in den nächsten zwei Abschnitten näher betrachtet.

Betrachtet man die Phase der beiden Achsen, so ist ersichtlich, dass bei höheren Frequenzen (ab ca. 15 kHz) die Phase abdriftet. Bei diesen Frequenzen ist der Signal-Rausch-Abstand bereits sehr gering, wodurch eine korrekte Messung der Phase nicht mehr möglich war.

Durch Modellierung der einzelnen Resonanzen mithilfe der Gleichungen (5.1) und (5.2) kann nun ein Modell der Strecke erstellt werden. Die modellierte Übertragungsfunktion der X- bzw. Y-Achse hat die Form

$$G_{X/Y}(s) = e^{-sT_{X/Y}} \cdot k_{X/Y} \cdot \frac{\prod_{i=1}^2 s^2 + 2\zeta_{z_i}\omega_{z_i}s + \omega_{z_i}^2}{\prod_{i=1}^4 s^2 + 2\zeta_{p_i}\omega_{p_i}s + \omega_{p_i}^2} \quad (5.3)$$

mit den Parametern der X-Achse aus Tabelle 5.1(a) und jenen der Y-Achse aus Tabelle 5.1(b).

(a) Koeffizienten der X-Achse				
Index	ω_{Index} [rad/s]	ζ_{Index}	T_{Index} [s]	k_{Index}
z_1	$2,050 \cdot 10^4$	0,028	-	-
z_2	$2,415 \cdot 10^4$	0,020	-	-
p_1	$4,258 \cdot 10^4$	0,051	-	-
p_2	$1,936 \cdot 10^4$	0,050	-	-
p_3	$2,286 \cdot 10^4$	0,020	-	-
p_4	$5,027 \cdot 10^4$	0,440	-	-
X	-	-	$1,370 \cdot 10^{-5}$	$1,641 \cdot 10^{-2}$

(b) Koeffizienten der Y-Achse				
Index	ω_{Index} [rad/s]	ζ_{Index}	T_{Index} [s]	k_{Index}
z_1	$2,038 \cdot 10^4$	0,028	-	-
z_2	$2,422 \cdot 10^4$	0,020	-	-
p_1	$4,209 \cdot 10^4$	0,049	-	-
p_2	$1,902 \cdot 10^4$	0,042	-	-
p_3	$2,300 \cdot 10^4$	0,020	-	-
p_4	$5,027 \cdot 10^4$	0,440	-	-
Y	-	-	$1,370 \cdot 10^{-5}$	$1,585 \cdot 10^{-2}$

Tabelle 5.1.: Koeffizienten der Übertragungsfunktion beider Achsen.

Die Streckenmodelle für die X- und Y-Achse (5.3) mit den Parametern aus Tabelle 5.1

sind in Abbildung 5.2 dargestellt und werden in weiterer Folge beim Entwurf der Regler in Kapitel 6 verwendet.

5.2. Identifikation Verstärker

Um die Frequenzcharakteristik des Verstärkers zu vermessen, wird der Systemanalyzer wie in Abbildung 5.3 verschaltet. Der Verstärker wird mit angeschlossenen Kippspiegel betrieben. Wie auch bei der Messung der Achsen wird eine Referenzspannung von 100 mVpp bei der Aufnahme des Frequenzganges verwendet.

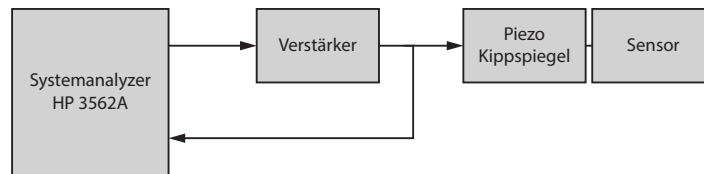


Abbildung 5.3.: Blockschaltbild zur Identifikation der Verstärkerdynamik.

Abbildung 5.4 zeigt den Frequenzgang des Verstärkers. Der Verlauf entspricht dem Verhalten eines Tiefpass 2. Ordnung mit einer Knickfrequenz von 7936 Hz. Das Tiefpassverhalten des Verstärkers erklärt, warum nur die ersten drei Moden des Systems stark ausgeprägt sind und warum ab einer Frequenz von ca. 10 kHz der Betrag des Frequenzganges der beiden Achsen (Abbildung 5.2) stark abfällt.

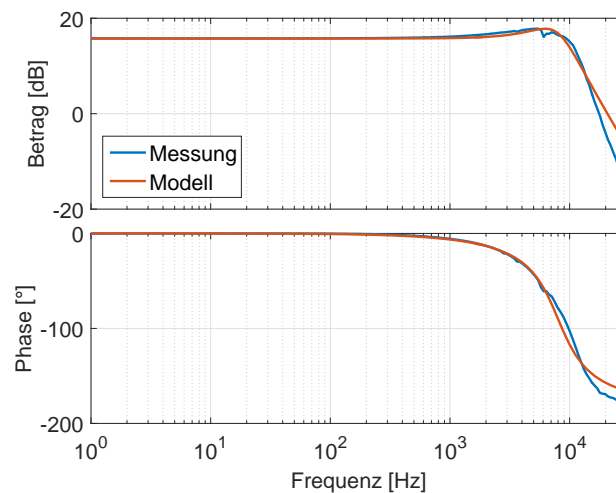


Abbildung 5.4.: Frequenzgang des Verstärkers.

Die Modalanalyse in Abschnitt 3.3.2 zeigt noch weitere Resonanzen im Bereich von 28 kHz. Mithilfe von Gleichung (5.1) ergibt die Approximation des Verstärkers folgende Übertragungsfunktion:

$$G_V(s) = \frac{7,79 \cdot 10^{10}}{5,027s^2 + 2,223 \cdot 10^5s + 1,27 \cdot 10^{10}} \quad (5.4)$$

Das Modell 2. Ordnung stimmt bis zu einer Frequenz von 10 kHz gut überein, bei höheren Frequenzen sind leichte Abweichungen zu erkennen.

5.3. Identifikation dSPACE

Bei der Charakterisierung der Achsen in Abschnitt 5.1 ist im Frequenzgang ein Totzeitverhalten in der Phase zu erkennen. Um zu zeigen, dass der Phasenverlust aufgrund der Abtastung entsteht, wird der Frequenzgang des dSPACE Systems, wie in Abbildung 5.5 zu sehen, gemessen.

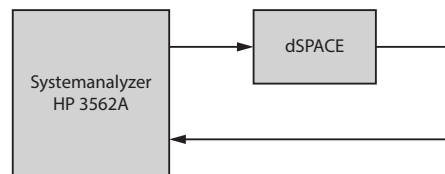


Abbildung 5.5.: Blockschaltbild zur Identifikation des dSPACE Systems.

Aufgrund der Datenverarbeitung im Prozessor ergibt sich eine Totzeit, welche mit folgender Übertragungsfunktion beschrieben werden kann:

$$G_{Totzeit}(s) = e^{sT_t} \quad (5.5)$$

In Abbildung 5.5 sind Messung und Approximation dargestellt. Betrachtet man die Phase, so kann aufgrund der Abtastung ein Totzeitverhalten festgestellt werden. Auswir-

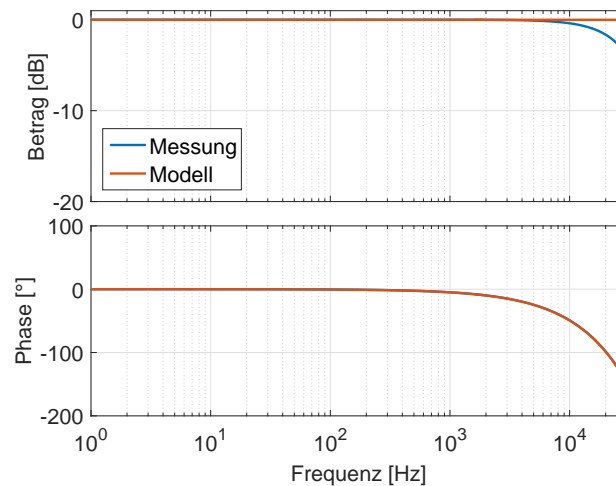


Abbildung 5.6.: Bodediagramm der dSPACE Systems. Der Frequenzgang entspricht einer Totzeit, zufolge der Abtastrate.

kungen der Totzeit sind bei der Regelung des Systems zu erkennen, da die Bandbreite des Systems aufgrund des Stabilitätskriteriums [12] durch den zunehmenden Phasenverlust

5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

beschränkt wird. Wird die Totzeit beim Entwurf der Regelung nicht berücksichtigt, kann Instabilität des geschlossenen Regelkreises die Folge sein. Mithilfe von Gleichung (5.5) ergibt die Approximation folgende Übertragungsfunktion:

$$G_{dSPACE}(s) = e^{-1,37 \cdot 10^{-5} s} \quad (5.6)$$

Ab dem Bereich der Nyquistfrequenz $f_N = 30 \text{ kHz}$ zeigt die Messung einen geringen Einbruch des Betrages, da das Signal nicht mehr genügend oft abgetastet werden kann und somit der Verlauf von der Sinusform abweicht. Im Modell (5.6) wird der Betrag im relevanten Frequenzbereich als konstant angesehen. Daher wird nur die Totzeit im Modell berücksichtigt.

5.4. Übersprechen der Systemachsen

In einem weiteren Schritt wird das Übersprechverhalten der beiden Achsen untersucht. Dabei wird eine Achse betrieben und das zugehörige Sensorsignal der anderen Achse gemessen. Im optimalen Fall tritt kein Übersprechen auf. Asymmetrien im mechanischen Aufbau bzw. Fertigungstoleranzen der Teilkomponenten können Ursache des Übersprechens sein. Abbildung 5.7 zeigt den Betrag des Übersprechens beider Achsen.

Vergleicht man den Betrag des Übersprechens mit der Messung der Achsen aus Abschnitt 5.1, so ist im Bereich von 1 Hz bis ca. 2 kHz eine Betragsdifferenz von 30 dB gegeben. Lediglich bei den Systemresonanzen tritt ein erhöhtes Übersprechen mit einer

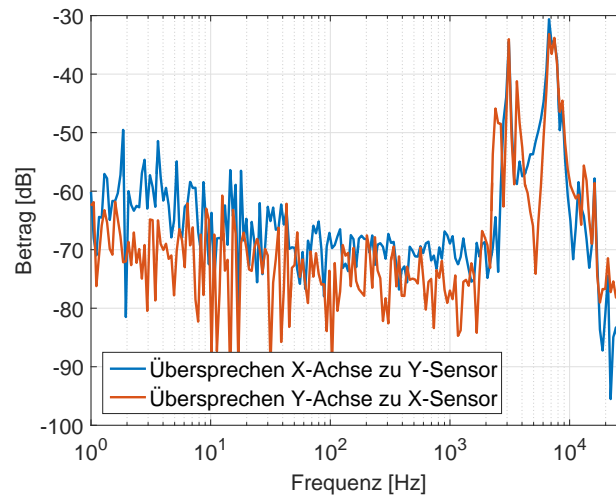


Abbildung 5.7.: Frequenzgang des Übersprechens zwischen den beiden Achsen.

Betragsdifferenz von 2 dB bei der 1. Resonanz, 15 dB bei der 2. Resonanz und 13 dB bei der 3. Resonanz, bezogen auf die Messung der Achsen, auf. Aufgrund der ausreichenden Entkopplung der beiden Achsen bei kleinen Frequenzen, welche auf die entsprechende orthogonale Anordnung der Systemachsen zurückzuführen ist, kann eine Single-Input-Single-Output (SISO) Regelstruktur angewandt werden. Der Entwurf der Regler wird im nächsten Kapitel behandelt.

5.5. Hysterese

Um die zu erwartenden Hystereseeffekte zufolge der Piezo Aktoren zu messen, wird ein Sinussignal mit geringer Frequenz von 6 Hz und unterschiedlichen Amplituden angelegt. In Abbildung 5.8 ist für beide Achsen der gemessene Winkel über der angelegten Spannungen dargestellt. Bei gleichen Spannungen treten, je nach vorheriger Bewegungsrichtung, unterschiedliche Winkel auf. Zurückzuführen ist das Hystereseverhalten auf den Hystereseeffekt von Piezo Aktoren, die aufgrund von Polarisations- und Moleküleffekten innerhalb des Materials auftreten [18]. Eine maximale Hysterese von 0,718 mrad

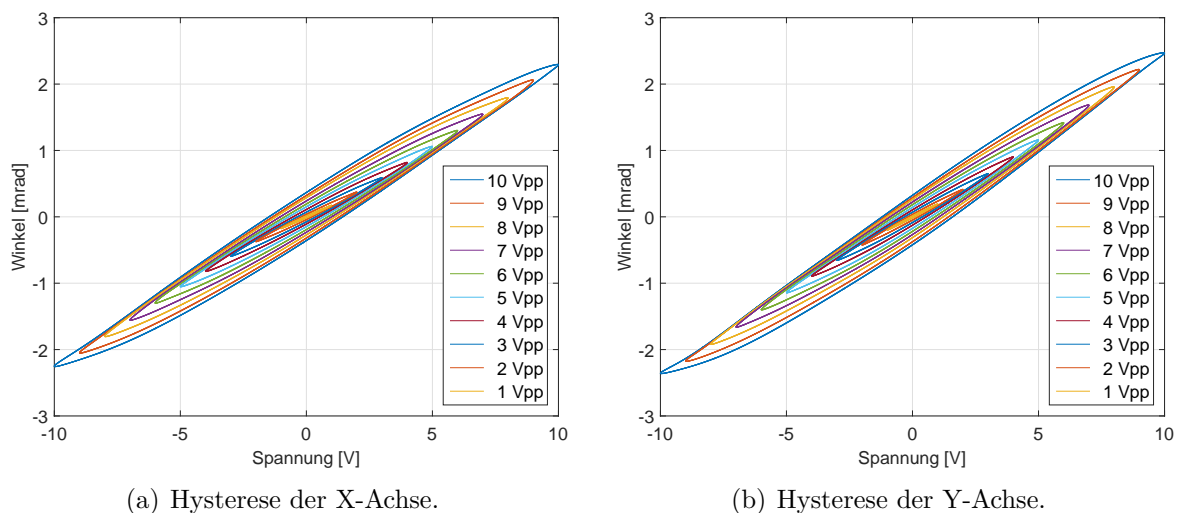


Abbildung 5.8.: Hysterese der beiden Achsen. Die Spannung am Verstärkereingang wurde von 1...10 Vpp variiert.

(X-Achse) bzw. 0,748 mrad (Y-Achse) tritt bei maximaler Eingangsspannung von 10 Vpp auf. Aufgrund des Hystereseeffekts ist ein Betrieb, der eine exakte Position oder eine präzise Scan-Bewegung zum Ziel hat, in unregelmäßiger Form nichts sinnvoll. Mithilfe eines geeigneten Reglers kann dieser Effekt kompensiert werden.

5.6. Dynamic Error Budgeting (DEB)

Mechatronische Systeme bestehen aus mehreren Komponenten wie Verstärker, Aktoren und Sensoren und bilden gemeinsam mit dem Regler ein gewünschtes Systemverhalten des geschlossenen Regelkreises. Der Grundgedanke des Dynamic Error Budgeting (DEB) ist, dass eine Unsicherheit der Regelgröße am Systemausgang, von verschiedenen, auf das System einwirkenden, Rauschquellen hervorgerufen wird. Mithilfe des DEB ist es möglich bereits beim Design des Systems festzustellen, wie jede Komponente zur resultierenden Unsicherheit der Regelgröße beiträgt. Der Vorteil liegt in der Möglichkeit die einzelnen Teilkomponenten des Systems bewerten zu können und anschließend den Designaufwand auf die limitierende Komponente zu legen. Dazu ist es notwendig zu wissen, wie sich jede Störung im System ausbreitet. Die meisten Rauschquellen in mechatronischen Systemen sind von stochastischer und unkorrelierter Natur und lassen

5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

sich mit ihren Leistungsdichtespektren (LDS) beschreiben. Dadurch ist es möglich

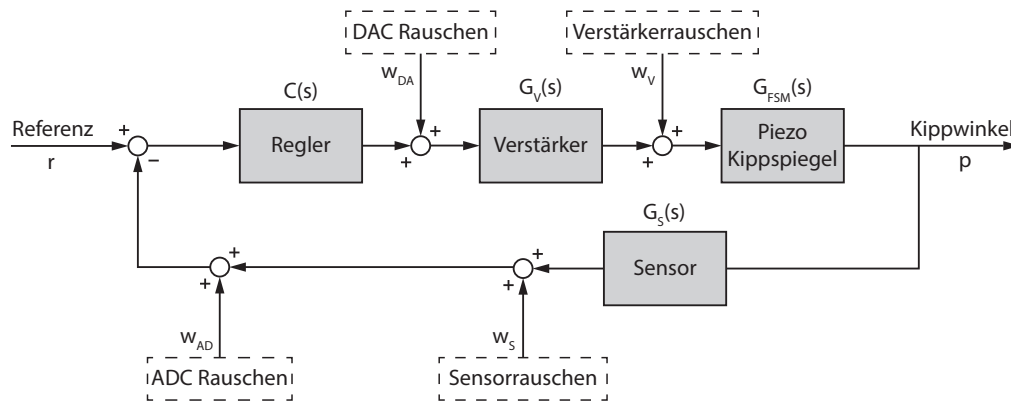


Abbildung 5.9.: Geschlossener Regelkreis mit Teilsystemen sowie den einwirkenden Rauschquellen.

die Unsicherheit der Regelgröße auf die Teilsysteme aufzuteilen, eine Vorhersage der gesamten resultierenden Ausgangsaufösung zu machen, sowie jene Teilsystem zu identifizieren, die am meisten zur Unsicherheit der Regelgröße beitragen. Eine detaillierte Beschreibung zu diesem Thema ist in [53] und [54] zu finden.

Wie am Anfang von Kapitel 5 erwähnt, besteht das System aus Regler, dSPACE System, Verstärker, Piezo-Kippspiegel und Sensor. In Abbildung 5.9 sind die Teilsystem und die betrachteten Rauschquellen eingezeichnet. Als Regler $C(s)$ wird dabei ein breitbandiger PI-Regler mit Notch-Filter und einer Bandbreite von 3 kHz verwendet. Im Folgenden werden die einzelnen Rauschquellen charakterisiert und die Ausbreitung der Störung berechnet.

5.6.1. Rauschquellen

Analog-Digital-Converter

Das Rauschen des Analog-Digital-Converters (ADC) kann in zwei Komponenten aufgeteilt werden. Zum einen das elektrische Rauschen, welches sich aus thermischen Rauschen, Schrotrauschen und Flickerrauschen zusammensetzt, zum anderen das Quantisierungsrauschen, welches durch die Quantisierung des analogen Signals bei jedem Abtastschritt entsteht.

Wird der ADC-Eingang kurzgeschlossen, so ist das ideale Ausgangssignal Null. In der Praxis tritt jedoch elektrisches Rauschen auf. Die Messung des Ausgangs bei kurzgeschlossenem Eingang ergibt ein Standardabweichung $\sigma_{A/D\ elec} = 26.801 \mu V_{rms}$. Die dSPACE MicroLabBox wird mit einer Abtaststraten von $f_s = 60 \text{ kHz}$ betrieben. Unter Annahme von weißem Rauschen bis zur Nyquistfrequenz $f_{Nyquist} = \frac{f_s}{2} = 30 \text{ kHz}$ ergibt

5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

sich das LDS zu:

$$S_{A/D\ elec} = \frac{\sigma_{A/D\ elec}^2}{f_{Nyquist}} = 2,394 \cdot 10^{-14} [V_{rms}^2/Hz] \quad (5.7)$$

Bei der Quantisierung eines zeitdiskreten Signals entsteht bei jedem Abtastschritt ein Fehler der abhängig von der Auflösung des ADC ist. Die ADCs der dSPACE Micro-LabBox besitzen eine Auflösung von $b = 16\ bit$ und einen Eingangsspannungsbereich von $u_{peak} = \pm 10 V_{peak}$. Der gesamte Bereich ist somit $u_{pp} = 20V_{pp}$. Das Quantisierungsrauschen wird als gleichverteiltes weißes Rauschen bis zur Nyquistfrequenz $f_{Nyquist}$ angenommen. Die Standardabweichung und das LDS errechnet sich zu:

$$lsb = \frac{u_{pp}}{2^b} [V_{rms}] \quad (5.8)$$

$$\sigma_{A/D\ quant}^2 = \frac{lsb^2}{12} [V_{rms}^2] \quad (5.9)$$

$$S_{A/D\ quant} = \frac{\sigma_{A/D\ quant}^2}{f_{Nyquist}} = 2,587 \cdot 10^{-13} [V_{rms}^2/Hz] \quad (5.10)$$

Digital-Analog-Converter

Auch das Rauschen des Digital-Analog-Converter (DAC) kann wie beim ADC auf die zwei angesprochenen Komponenten aufgeteilt werden. Idealerweise gibt der DAC beim Eingang von Null auch eine Ausgangsspannung von 0 V aus. Der gemessene Ausgang hat jedoch eine Standardabweichung von $\sigma_{D/A\ elec} = 0,12\ mV_{rms}$. Mit Annahme von weißem Rauschen bis zur Nyquistfrequenz $f_{Nyquist}$ ergibt sich das LDS zu:

$$S_{D/A\ elec} = \frac{\sigma_{D/A\ elec}^2}{f_{Nyquist}} = 4,800 \cdot 10^{-13} [V_{rms}^2/Hz] \quad (5.11)$$

Das Quantisierungsrauschen des DAC (16 bit) ist gleich wie beim ADC, somit ergibt sich das gleiche LDS:

$$S_{D/A\ quant} = S_{A/D\ quant} = 2,587 \cdot 10^{-13} [V_{rms}^2/Hz] \quad (5.12)$$

Verstärkerrauschen

Das Rauschen des Verstärkers wurde bei kurzgeschlossenem Eingang aufgenommen. Das Signal zeigt eine Standardabweichung von $\sigma_{Verstärker} = 3.247\ mV_{rms}$. Unter der Betrachtung des Ausgangs-LDS kann man wieder weißes Rauschen bis zur Knickfrequenz des Verstärkers $f_{Knick} = 7,936\ kHz$ annehmen. Das LDS ergibt sich zu:

$$S_{Verstärker} = \frac{\sigma_{Verstärker}^2}{f_{Knick}} = 1,328 \cdot 10^{-9} [V_{rms}^2/Hz] \quad (5.13)$$

Sensorrauschen

Das Sensorrauschen wurde in der Ruhelage, bei stillstehendem Kippspiegel gemessen. Das Signal zeigt eine Standardabweichung von $\sigma_{Sensor} = 0.968\ mV_{rms}$. Ebenfalls un-

5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

ter Betrachtung des Ausgangs-LDS ist die Annahme von weißem Rauschen bis zur Nyquistfrequenz zulässig und ergibt folgendes LDS:

$$S_{Sensor} = \frac{\sigma_{Sensor}^2}{f_{Nyquist}} = 3,122 \cdot 10^{-13} [V_{rms}^2/Hz] \quad (5.14)$$

5.6.2. Ausbreitung der Störung

Die Performance des Systems ist durch die Einwirkung aller Rauschquellen im geschlossenen Regelkreis bestimmt. Die Störungen $w_i(t)$ werden stochastisch angenommen und wirken an unterschiedlichen Stellen, wie in Abbildung 5.10 zu sehen, auf das System ein. Die Störungen werden mit ihren LDS $S_{w_i}(f)$ modelliert.

$$S_{w_{AD}} = S_{A/D elec} + S_{A/D quant} \quad (5.15)$$

$$S_{w_{DA}} = S_{D/A elec} + S_{D/A quant} \quad (5.16)$$

$$S_{w_V} = S_{Verstärker} \quad (5.17)$$

$$S_{w_S} = S_{Sensor} \quad (5.18)$$

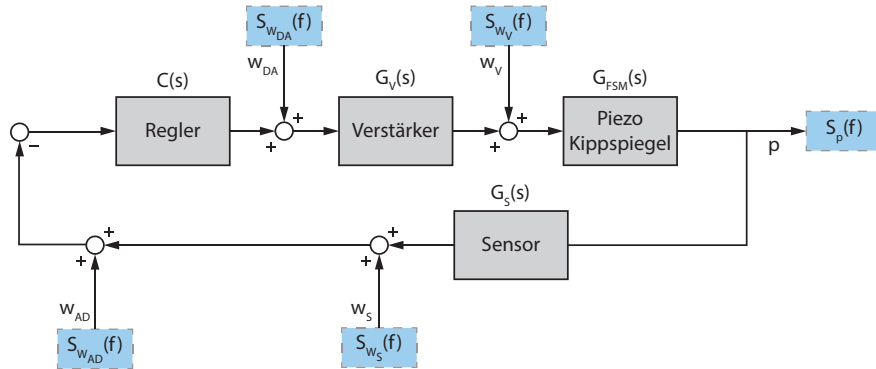


Abbildung 5.10.: Blockschaltbild mit LDS der Rauschquellen

Das LDS der Teilausgänge und des gesamten Ausgangs p errechnet sich folgendermaßen:

$$S_{p_{AD}} = \left| \frac{C \cdot G_V \cdot G_{FSM}}{1 + G_{Loop}} \right|^2 \cdot S_{w_{AD}} \quad (5.19)$$

$$S_{p_{DA}} = \left| \frac{G_V \cdot G_{FSM}}{1 + G_{Loop}} \right|^2 \cdot S_{w_{DA}} \quad (5.20)$$

$$S_{p_V} = \left| \frac{G_{FSM}}{1 + G_{Loop}} \right|^2 \cdot S_{w_V} \quad (5.21)$$

$$S_{p_S} = \left| \frac{C \cdot G_V \cdot G_{FSM}}{1 + G_{Loop}} \right|^2 \cdot S_{w_S} \quad (5.22)$$

$$S_p = S_{p_{AD}} + S_{p_{DA}} + S_{p_V} + S_{p_S} \quad (5.23)$$

5. Systemanalyse des Kippspiegel-Prototypen

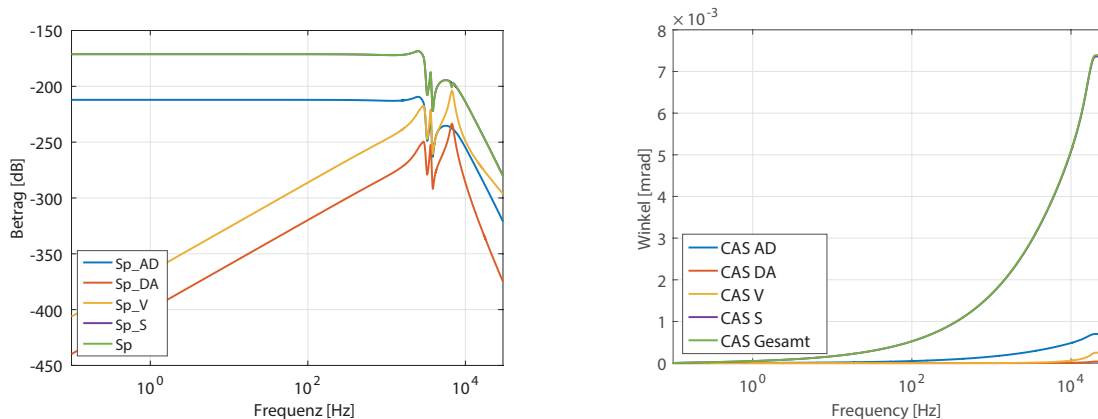
Unter Verwendung von

$$G_{Loop}(s) = C(s) \cdot G_V(s) \cdot G_{FSM}(s) \cdot G_S(s) \text{ und} \quad (5.24)$$

$$G_{FSM} = \frac{G_X}{G_V} \cdot k_X. \quad (5.25)$$

Wird das kumulative Integral über das LDS gebildet, so ergibt sich das Kumulative-Leistungs-Spektrum (KLS) bzw. durch radizieren das Kumulative-Amplituden-Spektrum (KAS).

In Abbildung 5.11(a) sind die LDS der einzelnen Rauschquellen am Systemausgang dargestellt. Der Verlauf des Sensors wird in violett dargestellt und verläuft annähernd gleich wie das LDS des Systemausganges (grün). Wie man sehen kann trägt der Sensor wesentlich zur Unsicherheit am Systemausgang bei. Ähnliche Informationen erhält man auch aus Abbildung 5.11. Im KAS sind die kumulierten Amplituden der einzelnen Rauschquellen dargestellt. Zu sehen ist auch hier, dass der Sensor den wesentlichsten Beitrag zur Unsicherheit der Regelgröße beiträgt. Die resultierende Regelgröße hat für die getroffenen Annahmen eine Standardabweichung von $7,5 \mu\text{rad}$. Zu einer Verbesserung der Winkelauflösung, ist es daher im ersten Schritt sinnvoll, den Fokus auf die Verringerung des Sensorrauschens zu legen.



(a) LDSs des Systemausganges, sowie die Beiträge der einzelnen Rauschquellen.

(b) KAS des Systemausganges, sowie die Beiträge der einzelnen Rauschquellen. Die resultierende Standardabweichung des Ausganges beträgt $7,5 \mu\text{rad}$.

Abbildung 5.11.: Leistungs dichtespektrum (LDS) und Kumulatives-Amplituden-Spektrum (KAS) am Systemausgang.

Regelung des Kippspiegel-Prototypen

Dieses Kapitel befasst sich mit der Regelung des Kippspiegelprototypen und verwendet zum Entwurf der Regler das Systemmodell aus Abschnitt 5.1. Hauptaufgabe der Regelung ist es, das System so zu beeinflussen, dass der Kippwinkel am Ausgang möglichst genau der Referenztrajektorie am Eingang folgt. Da Kippspiegelsysteme unter anderem in Scan-Anwendungen Verwendung finden, werden als Scan-Trajektorien speziell Raster-Trajektorien, Lissajous-Trajektorien und eine Dreieck-Sinus-Kombination verwendet. Zuerst werden die Eigenschaften und die Auflösung der Scan-Trajektorien näher betrachtet, die Frequenzen der Referenzsignale der Trajektorien gewählt und entsprechend der Trajektorie ein Breitband-Regler bzw. ein Regler für Sinus-basierte Trajektorien entworfen.

Die zur Regelung verwendete Struktur des geschlossenen Regelkreises wird in Abbildung 6.1 dargestellt. Der Entwurf der Regler wird nur für die X-Achse des Systems betrachtet, da die Y-Achse annähernd identisch ist. Als Streckenmodell $G_X(s)$ wird die modellierte Übertragungsfunktion aus Gleichung (5.3) verwendet. Der Umrechnungsfaktor k_X von mV auf mrad wird entsprechend Tabelle 4.4 verwendet. Alle Regler werden, unter Verwendung von Pole-Zero-Matching [55], für eine Abtastfrequenz von $f_S = 60$ kHz diskretisiert.

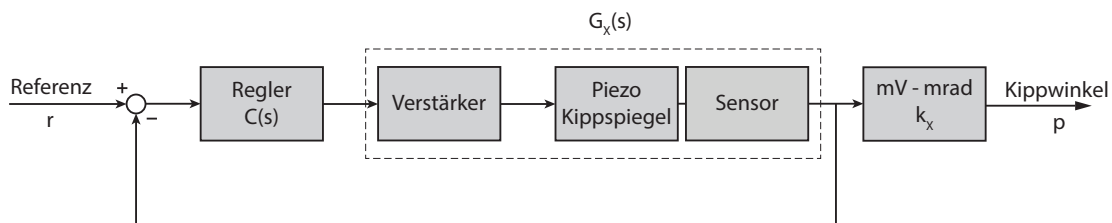


Abbildung 6.1.: Blockschaltbild des geschlossenen Regelkreises für eine Systemachse.

6.1. Verwendete Scantrajektorien

Die räumliche Auflösung der Scantrajektorien soll für die Raster-, Lissajous- und Dreieck-Sinus-Trajektorien gleich sein, um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen. Dabei ist die räumliche Auflösung als maximaler Abstand zwischen den Schnittpunkten der Trajektorie und der Koordinatensystem-Achse definiert. Im Folgenden werden die Eigenschaften der einzelnen Trajektorien beschrieben und die Frequenzen der Referenzsignale angegeben.

Raster-Trajektorien

Raster-Trajektorien werden unter anderem im Bereich der Rastersondenmikroskopie [56] zur Untersuchung einer Probenoberfläche verwendet [30, 57] und stellen die klassische Scan-Trajektorie dar. Die Oberfläche wird mithilfe der Raster-Trajektorien zeilenweise gescannt. Erst nach vollständigem Durchlaufen der Trajektorie entsteht ein gesamtes Abbild der Oberfläche. Um eine Raster-Trajektorien zu erhalten, wird eine Achse des Systems mit einer langsamen Dreieckschwingung und die zweite mit einer schnelleren Dreieckschwingung betrieben. Damit hohe räumliche Auflösungen bei hohen Framerraten erreicht werden, sind hohe Systembandbreiten erforderlich. Die Bandbreite muss mindestens so hoch sein, dass die 11. harmonische Oberschwingung des schnellen Dreiecksignals eingeschlossen wird [58], um eine Dreieckform zu erreichen. Aus diesem Grund eignen sich Piezosystem in Kombination mit einem Breitband-Regler, um mit Raster-Trajektorien verschiedene Scan-Aufgaben durchzuführen.

Wird eine Rastertrajektorie mit einer Framerate von 1 fps (frame per second) gewünscht, so muss eine Achse mit einer Dreieckschwingung der Frequenz $f_{R_1} = 0,5$ Hz betrieben werden. Die zweite (schnellere) Achse bestimmt die Auflösung und wird mit einer Dreieckschwingung $f_{R_2} = 245$ Hz gewählt. Durch Wahl der beiden Frequenzen ergibt sich eine räumliche Auflösung von $4,082 \cdot 10^{-3}$ bezogen auf eine Einheitszelle (Quadratische Fläche mit Seitenlänge 1).

Lissajous-Trajektorien

Lissajous-Trajektorien [4, 59] dagegen verwenden Sinusschwingungen als Referenzsignal beider Achsen. Durch die Verwendung von Sinusschwingungen mit zwei einzelnen Frequenzen f_{L_1} und f_{L_2} wird kein breitbandiger Regler benötigt, da der Regelungsaufwand (control effort) nur rund um die Betriebsfrequenzen liegen muss. Im Gegensatz zu Raster-Trajektorien entsteht bei der Lissajous-Trajektorien bereits bei noch nicht vollständigem Durchlauf der Trajektorie ein Überblick (Teilbild) von der gesamten Scanfläche. Die räumliche Auflösung steigt kontinuierlich bis die Trajektorie vollständig durchlaufen ist und ermöglicht somit beispielsweise eine Änderung der Position der Scan-Fläche in Echtzeit [41]. Ein weiterer Unterschied ist, dass die Scan-Punkte am Rand der Scanfläche häufen und nicht wie bei der Raster-Trajektorie gleichmäßig verteilt sind. Die Wahl der Frequenzen f_{L_1} und f_{L_2} bestimmt die Form und Dauer der Trajektorie. Werden ganzzahlige Zahlen verwendet, so ist die Trajektorie nach einer

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

Periodendauer T periodisch. Die Periodendauer wird dabei mit

$$T = \frac{\text{ggT}(f_{L_1}, f_{L_2})}{f_{L_1} f_{L_2}} \quad (6.1)$$

angegeben, wobei die Funktion ggT den größten gemeinsamen Teiler bezeichnet [41].

Eine Lissajous-Trajektorie mit einer Framerate von 1 fps ($T = 1$) und vergleichbarer Auflösung ergibt sich durch Wahl der beiden Frequenzen der Sinusschwingungen mit $f_{L_1} = 397$ Hz und $f_{L_2} = 386$ Hz. Dadurch wird eine räumliche Auflösung von $4,049 \cdot 10^{-3}$ bezogen auf eine Einheitszelle, erreicht. In Abbildung 6.2 wird die räumliche Auflösung durch die Pfeile dargestellt.

Dreieck-Sinus-Trajektorien

Dreieck-Sinus-Trajektorien sollen nun den Vorteil beider oben genannten Trajektorien kombinieren. Zum einen, die gleichmäßige Verteilung der Scan-Punkte, zum anderen die Teilbilder. An einer Achse wird als Referenzsignal eine Dreieckschwingung geringer Frequenz, an der zweiten Achse eine Sinusschwingung höherer Frequenz verwendet. Durch Verwendung einer Dreieckschwingung wird zwischen zwei Umkehrpunkten (Spitzen) der Dreieckschwingung die gesamte Scan-Fläche mit einer geringeren Auflösung durchlaufen. Werden die Teilbilder zusammengefügt, entsteht ein Bild der Scan-Fläche mit voller Auflösung. Die Wahl der beiden Frequenzen erfolgt mithilfe Gleichung (6.1), um die gleiche Periodendauer von $T = 1$ (entspricht 1 fps) und die gleiche Auflösung, wie die der anderen beiden Trajektorien, zu erreichen.

Wird an einer Achse eine Dreieckschwingung von $f_{DS_1} = 12$ Hz verwendet, so wird eine Sub-Framerate von 24 fps (Videorate) erreicht. Die zweite Achse wird mit einer Sinusschwingung von $f_{DS_2} = 247$ Hz betrieben. Durch Kombination von Dreieck- und Sinusschwingung können 24 Teilscans mit geringerer Auflösung von $97,166 \cdot 10^{-3}$, bezogen auf eine Einheitszelle, erstellt werden. Werden die 24 Teilscans zusammengefügt, so erhält man eine Gesamtauflösung von $4,049 \cdot 10^{-3}$ bezogen auf eine Einheitszelle. In einer Sekunde wird also ein Scan mit gleicher Auflösung wie bei Raster- bzw. Lissajous-Trajektorie erzeugt.

Zusammenfassung der Trajektorien-Eigenschaften

In Tabelle 6.1 sind nochmals die Eigenschaften aller drei Scantrajektorien zusammengefasst. In Abbildung 6.2 ist ein Teilausschnitt der drei Scantrajektorien um den Ursprung mit einer Amplitude von $\pm 0,5$ mrad in beide Achsrichtungen dargestellt. Zu sehen ist, dass die größte Distanz zwischen den Schnittpunkten der Trajektorie und der X-Achse die räumliche Auflösung darstellt. In der Abbildung wird die räumliche Auflösung durch die Pfeile dargestellt. Mit den drei unterschiedlichen Scantrajektorien ist es somit möglich, die gleiche räumliche Auflösung zu erreichen. Die in Tabelle 6.1 angegebenen Frequenzen werden nun in weiterer Folge zum Design der Regler verwendet.

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

Trajektorie	Frequenz	Auflösung	Framerate [fps]
Raster	$f_{R_1} = 0,5 \text{ Hz} \wedge$ $f_{R_2} = 245 \text{ Hz} \wedge$	$4,082 \cdot 10^{-3}$	1
Lissajous	$f_{L_1} = 297 \text{ Hz} \sim$ $f_{L_2} = 286 \text{ Hz} \sim$	$4,049 \cdot 10^{-3}$	1
Dreieck-Sinus	$f_{DS_1} = 12 \text{ Hz} \wedge$ $f_{DS_2} = 247 \text{ Hz} \sim$	$4,049 \cdot 10^{-3}$	1 (24 Sub-Frames)

Tabelle 6.1.: Eigenschaften der Scan-Trajektorien.

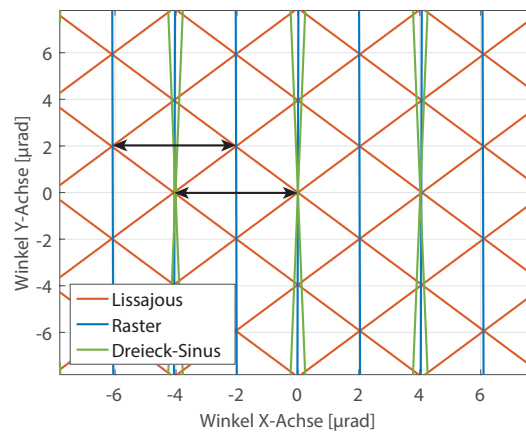


Abbildung 6.2.: Vergleich der räumlichen Auflösung der Scantrajektorien. Ein Ausschnitt um den Ursprung für einen Scan mit einer Amplitude von $\pm 0,5$ mrad ist dargestellt. Die Pfeile zeigen die räumliche Auflösung der Trajektorien.

6.2. Breitband - Regler

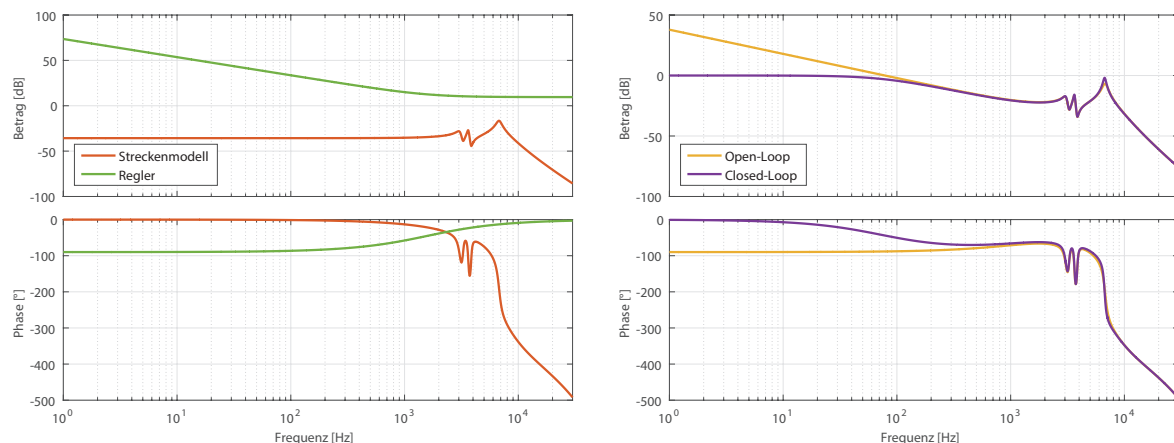
Ziel beim Entwurf des Breitband-Reglers ist eine möglichst hohe Bandbreite des Gesamtsystems zu erreichen um, wie am Anfang des Kapitels beschrieben, einer Referenz-Dreiecktrajektorie folgen zu können. Im ersten Schritt wird ein PI-Regler mit der Übertragungsfunktion

$$C_{PI}(s) = \frac{V_I (1 + s T_I)}{s} \quad (6.2)$$

und den Koeffizienten $V_I = 3 \cdot 10^4$ und $T_I = 1 \cdot 10^{-4}$ entworfen. Die Wahl der beiden Koeffizienten erfolgt mithilfe des Frequenzkennlinienverfahrens [60], um eine ausreichende Amplituden- und Phasenreserve zu erhalten. Der Proportional-Anteil (P-Anteil) bewirkt dabei eine lineare Verstärkung der Regeldifferenz und wirkt bei allen Frequenzen gleich. Wie in [12] erwähnt, bringt der P-Anteil eine zusätzliche virtuelle Federwirkung in das System ein. Der Integral-Anteil (I-Anteil) summiert die Regeldifferenz über die Zeit auf und ermöglicht es, durch entsprechende Stellgröße eine Regelabweichung

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

auszugleichen. Im Frequenzbereich entspricht der I-Anteil einer um -20 dB/Dekade fallenden Gerade. Abbildung 6.3(a) zeigt nun den Frequenzgang des System $G_X(s)$ (5.3) bzw. des Regler $C_{PI}(s)$ (6.2). Aufgrund des Stabilitätskriterium [12] beschränken die Resonanzen des Systems die Bandbreite des geschlossenen Regelkreises. Abbildung



(a) Bodediagramm der Strecke (rot) und des Reglers (grün).

(b) Bodediagramm des offenen (gelb) und geschlossenen (violett) Regelkreises. Der PI-Regler erreicht eine Systembandbreite von 75 Hz.

Abbildung 6.3.: Bodediagramm des PI-Reglers und der Strecke, sowie des offenen und geschlossenen Regelkreises.

6.3(b) zeigt das Bodediagramm des offenen und geschlossenen Regelkreises. Dabei ist zu erkennen, dass die dritte Resonanz aufgrund des Stabilitätskriteriums [12] die Bandbreite beschränkt. Aus der Kennlinie des geschlossenen Regelkreises ist zu sehen, dass lediglich eine Systembandbreite (-3 dB) von 75 Hz erreicht wird.

Wird in Kombination mit dem PI-Regler ein Notch-Filter verwendet, so können wesentlich höhere Bandbreiten erzielt werden. Die Übertragungsfunktion des Notch-Filters wird mit

$$C_{N_i}(s) = \frac{s^2 + 2 d_i b_i \omega_i s + \omega_i^2}{s^2 + 2 b_i \omega_i s + \omega_i^2} \quad (6.3)$$

angegeben. Dabei ist die Kreisfrequenz ω_i jene Frequenz, bei der die Antiresonanz des Filters zu liegen kommt. Mit den Parametern b_i kann die Breite und mit d_i kann die Tiefe des Notch-Filters verändert werden. Entsprechend der Parameter ist es auch möglich ein inverses Notch-Filter zu erzeugen. Die Antiresonanzen des Filters werden genau an die Frequenz gelegt, an der im System eine Resonanz auftritt.

Der PI-Regler mit Notch-Filtern hat die Form

$$C_{PIN}(s) = C_{PI}(s) \cdot C_{N_1}(s) \cdot C_{N_2}(s) \cdot C_{N_3}(s) \quad (6.4)$$

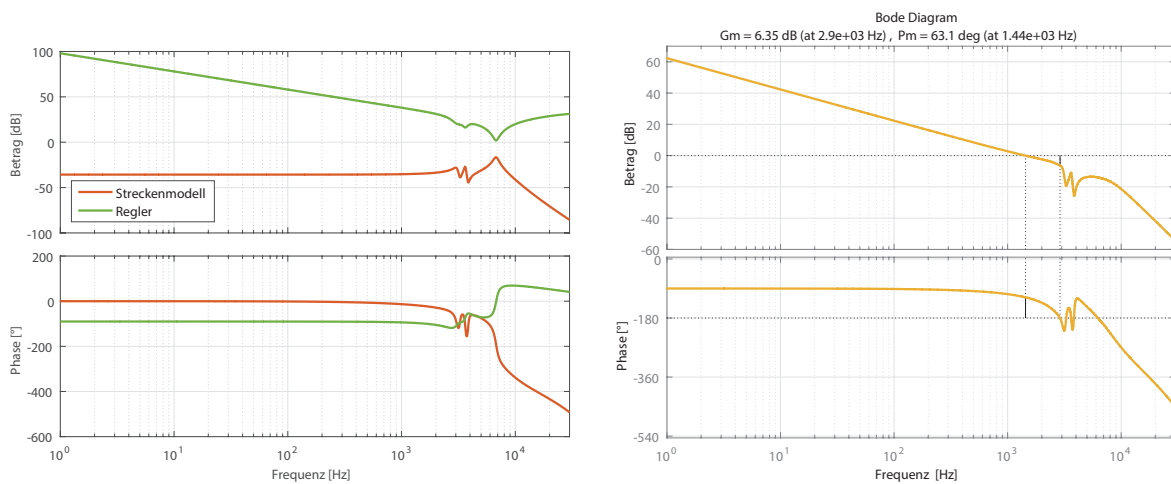
mit den PI-Regler-Koeffizienten $V_I = 5 \cdot 10^5$ und $T_I = 1 \cdot 10^{-4}$ und den Koeffizienten der Notch-Filter entsprechend Tabelle 6.2. Dabei erfolgt die Wahl der Koeffizienten mithilfe des Frequenzkennlinienverfahrens.

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

Index	d_{Index}	b_{Index}	$\omega_{Index} [\frac{rad}{s}]$
1	0,025	2,0	$42,581 \cdot 10^3$
2	0,500	0,2	$19,365 \cdot 10^3$
3	0,500	0,1	$22,865 \cdot 10^3$

Tabelle 6.2.: Koeffizienten der Notch-Filter $C_{N_1}(s), C_{N_2}(s)$ und $C_{N_3}(s)$.

Der Frequenzgang des PI-Reglers mit Notch-Filter aus Gleichung (6.4) ist in Abbildung 6.4(a) in Grün dargestellt. Zu sehen sind die drei Notch-Filter bei den Frequenzen 3082, 3639 und 6777 Hz. Durch Verwendung dieser Filter wird das System im Bereich der gewählten Frequenzen schwächer angeregt und somit werden die Resonanzen im offenen bzw. geschlossenen Regelkreis kompensiert.



(a) Bodediagramm der Strecke (rot) bzw. des Reglers (grün).

(b) Amplituden- und Phasenreserve des offenen Regelkreises.

Abbildung 6.4.: Bodediagramm des PI-Reglers mit Notch-Filtern und der Strecke sowie des offenen Regelkreises.

Der offene Regelkreis ist in Abbildung 6.4(b) dargestellt. Die Amplitudenreserve beträgt 6,35 dB (bei 2,90 kHz) und die Phasenreserve 63,1° (bei 1,44 kHz). Aufgrund der bereits geringen Amplitudenreserve ist es wichtig, dass das Streckenmodell gute Übereinstimmung mit der Wirklichkeit aufweist. Betrachtet man in Abbildung 6.5 den Frequenzgang des geschlossenen Regelkreises, so liegen Simulation und Messung nicht exakt übereinander. Diese Abweichung entsteht aufgrund der Diskretisierung des Reglers bzw. durch Abweichungen des Streckenmodells. Die Messung zeigt eine Systembandbreite von 2,7 kHz.

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

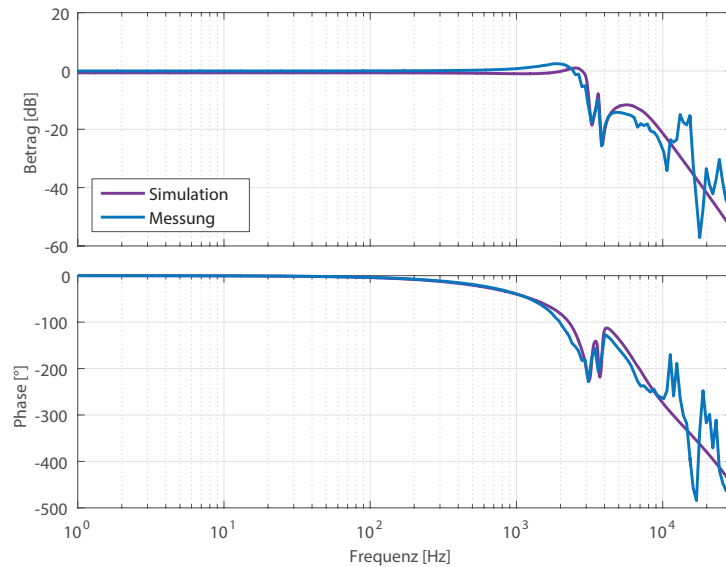


Abbildung 6.5.: Simulation (violett) und Messung (blau) der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises. Durch Kombination von PI-Regler und Notch-Filter (6.4) wird eine simulierte bzw. gemessene Systembandbreite von 3 kHz bzw. 2,7 kHz erreicht.

6.3. Regler für Sinus-basierte Trajektorien

Das H_∞ -Reglerdesign [61–63] ermöglicht es, Anforderungen an den geschlossenen Regelkreis mithilfe von Gewichtungsfunktionen W_i zu formulieren. In Abbildung 6.6 wird das Blockschaltbild des Systems mit den erweiterten Systemausgängen dargestellt. r bezeichnet dabei den Referenzeingang, p den Kippwinkel am Ausgang, n das Sensorrauschen und e den Fehler zwischen Referenz und Ausgang. Die Gewichtungsfunktionen

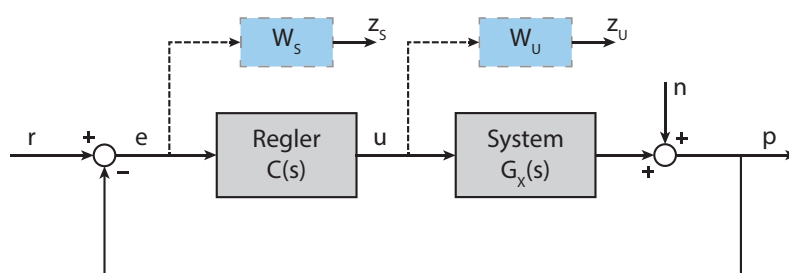


Abbildung 6.6.: Blockdiagramm des erweiterten H_∞ -Modells.

W_S bzw. W_U geben dabei Anforderungen an die Sensitivitätsfunktion $S(s)$ [60] bzw. an die Steuereingangs-Sensitivitätsfunktion $C(s)S(s)$ an. Die Sensitivitätsfunktion gibt an, wie sich externe Störungen im geschlossenen Kreis auf die Regelgröße auswirken und ist

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

mit

$$S(s) = \frac{1}{1 + C(s)G_X(s)} \quad (6.5)$$

definiert. Die Steuereingangs-Sensitivitätsfunktion $C(s)S(s)$ gibt dabei an, bei welcher Frequenz und mit welcher Amplitude der Regler einen Einfluss auf das System hat. Die H_∞ -Methode versucht nun die H_∞ -Norm der Übertragungsfunktionen, von r zu den erweiterten Systemausgängen z_S und z_U ,

$$\left\| \begin{array}{c} W_S(s)S(s) \\ W_U(s)C(s)S(s) \end{array} \right\|_\infty \leq \gamma \quad (6.6)$$

kleiner oder gleich eines frei wählbaren, positiven Wertes γ zu machen, indem der Regler $C(s)$ als Minimierungsvariable verwendet wird. Der frei wählbare Wert γ wird standardmäßig mit $\gamma = 1$ gewählt [62]. Wenn eine Lösung existiert, gelten für die Amplitudengänge die Ungleichungen

$$|W_S(s)S(s)| \leq \gamma \quad (6.7)$$

$$|W_U(s)C(s)S(s)| \leq \gamma. \quad (6.8)$$

Werden die Gewichtungsfunktionen $W_S(s) = \hat{S}(s)^{-1}$ und $W_U(s) = \hat{R}(s)^{-1}$ entsprechen der Vorgaben an die gewünschte Sensitivitätsfunktion $\hat{S}(s)$ und die gewünschte Steuereingangs-Sensitivitätsfunktion $\hat{R}(s)$ des geschlossenen Regelkreises gewählt, so erreicht das resultierende Regelsystem die Schranken

$$|S(s)| \leq |\hat{S}(s)| \quad (6.9)$$

$$|C(s)S(s)| \leq |\hat{R}(s)| \quad (6.10)$$

für die Amplitudengänge $S(s)$ und $C(s)S(s)$ [62].

Wie am Anfang des Kapitels erwähnt, soll das geregelte System unter anderem Lissajous-Trajektorien folgen. Diese Trajektorien verwenden als Referenzsignal pro Achse eine einzelne Sinusschwingung der Frequenz ω_{L_i} . Für die Gewichtungsfunktion der Sensitivitätsfunktion (W_S) werden inverse Notch-Filter mit der Übertragungsfunktion aus Gleichung (6.3) verwendet, um nur an den Frequenzen der inversen Notch-Filter geringe Fehlersensitivität bzw. ein gutes Führungsverhalten zu erreichen. Für die Gewichtungsfunktion des Steuereingangs (W_U) wird

$$W_{U_i}(s) = V_{U_i} \left(\frac{\frac{1}{\omega_{a_i}}s + 1}{\frac{1}{\omega_{b_i}}s + 1} \right)^2 \left(\frac{\frac{1}{\omega_{c_i}}s + 1}{\frac{1}{\omega_{d_i}}s + 1} \right)^2 \quad (6.11)$$

verwendet [41], um ein Bandpass-Verhalten des geschlossenen Regelkreises im Bereich der Frequenz der Sinusschwingung ω_{L_i} zu erreichen. Die Pol- und Nullstellen sind jeweils Quadratisch um einen stärkeren Roll-Off zu erreichen.

6.3.1. Single-Tone-Regler

Ein Single-Tone-Regler besitzt gutes Führungsverhalten an nur einer wählbaren Frequenz [41] und stellt daher eine geeignete Wahl für Lissajous Trajektorien dar. Diese Trajektorien werden bereits bei Rasterkraftmikroskop (AFM) eingesetzt [59] [64]. In Abschnitt 6.1 wurden bereits die Frequenzen, mit denen die Achsen des Systems betrieben werden, festgelegt. Laut Tabelle 6.1 beträgt die Frequenz der X-Achse $f_{L_1} = 397$ Hz.

Die Gewichtungsfunktionen des Single-Tone-Regler werden mit

$$W_{S_{ST}}(s) = C_{N_1}(s) \quad (6.12)$$

$$W_{U_{ST}}(s) = W_{U_1}(s) \quad (6.13)$$

und den Koeffizienten aus Tabelle 6.3 gewählt. Die Übertragungsfunktion $C_{N_1}(s)$ stellt dabei ein inverses Notch-Filter aus Gleichung (6.3) dar. Die Gewichtungsfunktion $W_{U_1}(s)$ entspricht der Gleichung (6.11).

Die Gewichtungsfunktionen der Fehlersensitivität $W_{S_{ST}}$ hat die Form eines inversen Notch-Filters, wodurch eine geringe Fehlersensitivität bzw. ein gutes Führungsverhalten an der Frequenz f_{L_1} erreicht. Die Gewichtungsfunktion $W_{U_{ST}}$ bewirkt dabei ein Bandpass-Verhalten des geschlossenen Regelkreise im Bereich der Frequenz f_{L_1} . Abbildung 6.7 zeigt den Verlauf der beiden Gewichtungsfunktionen. Im Zoomfenster ist

d_1	b_1	$\omega_1 [\frac{rad}{s}]$	V_{U_1}	$\omega_{a_1} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{b_1} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{c_1} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{d_1} [\frac{rad}{s}]$
90	10^{-4}	$2\pi \cdot f_{L_1}$	$1,414 \cdot 10^5$	$2\pi \cdot 350$	$2\pi \cdot 350 \cdot 10^4$	$2\pi \cdot 420$	$2\pi \cdot 420 \cdot 10^4$

Tabelle 6.3.: Koeffizienten der Gewichtungsfunktionen $W_{S_{ST}}$ und $W_{U_{ST}}$.

das inverse Notch-Filter bei der Frequenz $f_{L_1} = 397$ Hz zu sehen. Durch Minimierung der H_∞ -Norm (6.6) ergibt sich der Single-Tone-Regler zu

$$C_{ST}(s) = k_{ST} \cdot \frac{\prod_{i=1}^3 s + \omega_{az_i}}{2} \cdot \frac{\prod_{i=1}^2 s^2 + 2\zeta_{bz_i}\omega_{bz_i}s + \omega_{bz_i}^2}{\prod_{i=1}^4 s + \omega_{ap_i}} \cdot \frac{\prod_{i=1}^4 s^2 + 2\zeta_{bp_i}\omega_{bp_i}s + \omega_{bp_i}^2}{\prod_{i=1}^4 s^2 + 2\zeta_{bp_i}\omega_{bp_i}s + \omega_{bp_i}^2}, \quad (6.14)$$

mit $k_{ST} = 1,185$ und den Koeffizienten aus Tabelle 6.4.

i	$\omega_{az_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{ap_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{bz_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{bp_i} [\frac{rad}{s}]$	ζ_{bz_i}	ζ_{bp_i}
1	$4,70 \cdot 10^{-2}$	$1,12 \cdot 10^5$	$4,26 \cdot 10^4$	$1,74 \cdot 10^1$	$5,09 \cdot 10^{-2}$	$7,32 \cdot 10^{-1}$
2	$5,92 \cdot 10^{-2}$	$7,20 \cdot 10^5$	$5,03 \cdot 10^4$	$2,49 \cdot 10^3$	$4,40 \cdot 10^{-1}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$
3	$1,43 \cdot 10^2$	-	-	$9,84 \cdot 10^4$	-	$2,04 \cdot 10^{-1}$
4	-	-	-	$1,10 \cdot 10^5$	-	$7,02 \cdot 10^{-1}$

Tabelle 6.4.: Koeffizienten des Single-Tone-Reglers (6.14).

Die Simulation und Messung des geschlossenen Regelkreises des Streckenmodell $G_X(s)$,

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

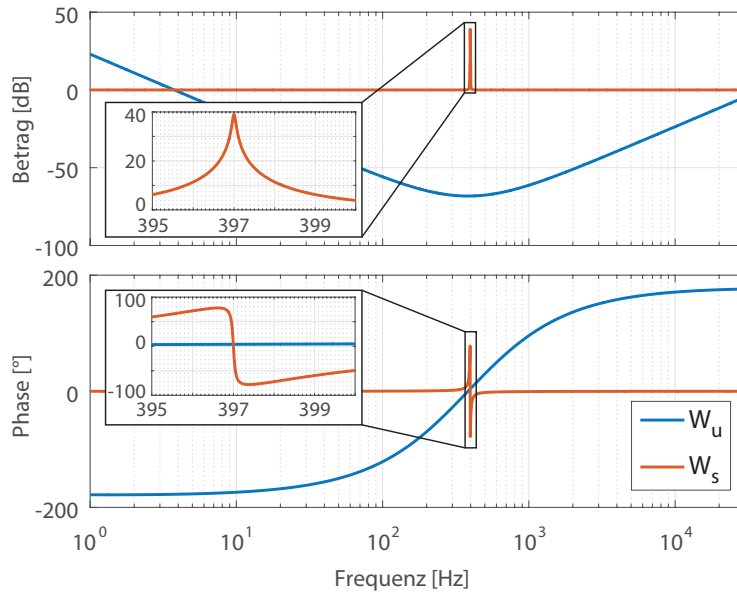


Abbildung 6.7.: Single-Tone-Regler: Bodediagramm der beiden Gewichtungsfunktionen $W_{S_{ST}}$ (6.12) und $W_{U_{ST}}$ (6.13). Im Zoomfenster ist der Frequenzbereich um das inverse Notch-Filter detailliert dargestellt.

unter Verwendung des Single-Tone-Reglers $C_{ST}(s)$, in Abbildung 6.8 dargestellt. Nur an der Frequenz $f_{L_1} = 397$ Hz wird ein Führungsverhalten von Eins erreicht. Neben dieser Frequenz tritt ein starker Abfall des Betrages auf.

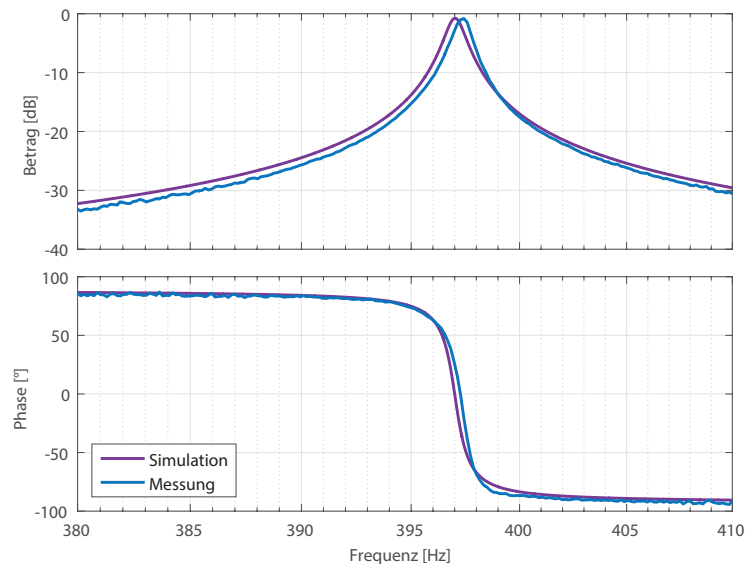


Abbildung 6.8.: Single-Tone-Regler: Vergleich der Simulation (violett) und der Messung (blau) der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises.

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

Bei der Messung ist zu sehen, dass das inverse Notch-Filter nicht exakt an der gleichen Frequenz wie bei der Simulation liegt. Die geringe Verschiebung ist auf die Diskretisierung des Reglers bzw. Abweichungen des Streckenmodells zurückzuführen.

6.3.2. Dual-Tone-Regler

In der Literatur sind auch Dual-Tone-Regler zu finden. Diese werden bereits bei elektromagnetisch aktuierten Kippspiegelsystemen verwendet [4]. Der Unterschied zum Single-Tone-Regler ist, dass der Regler einer Achse nun an beiden Frequenzen gutes Führungsverhalten zeigt. Dadurch kann der Regler, im Falle von Übersprechen der anderen Achse, der Abweichung entgegenwirken und zu einer Reduktion des Tracking-Fehlers beitragen. Wie in Tabelle 6.1 angegeben, wird die X-Achse des Systems mit $f_{L_1} = 397$ Hz und die Y-Achse mit $f_{L_2} = 386$ Hz betrieben.

Die Gewichtungsfunktionen des Dual-Tone-Reglers werden mit

$$W_{SDT}(s) = C_{N_1}(s) \cdot C_{N_2}(s) \quad (6.15)$$

$$W_{UDT}(s) = W_{U_1}(s) \quad (6.16)$$

und den Koeffizienten aus Tabelle 6.5 gewählt. Die Übertragungsfunktionen $C_{N_1}(s)$ und $C_{N_2}(s)$ stellt dabei inverse Notch-Filter, wie in Gleichung (6.3) angegeben, dar. Die Gewichtungsfunktion $W_{U_1}(s)$ entspricht Gleichung (6.11).

Index i	d_i	b_i	$\omega_i[\frac{rad}{s}]$	V_{U_i}	$\omega_{a_i}[\frac{rad}{s}]$	$\omega_{b_i}[\frac{rad}{s}]$	$\omega_{c_i}[\frac{rad}{s}]$	$\omega_{d_i}[\frac{rad}{s}]$
1	90	10^{-4}	$2\pi \cdot f_{L_1}$	$1,414 \cdot 10^5$	$2\pi \cdot 350$	$2\pi \cdot 350 \cdot 10^4$	$2\pi \cdot 420$	$2\pi \cdot 420 \cdot 10^4$
2	90	10^{-4}	$2\pi \cdot f_{L_2}$	-	-	-	-	-

Tabelle 6.5.: Koeffizienten der Gewichtungsfunktionen W_{SDT} und W_{UDT} .

Vergleicht man die Gewichtungsfunktion W_{SST} des Single-Tone-Reglers mit der des Dual-Tone-Reglers W_{SDT} , so wurde lediglich ein weiteres inverses Notch-Filter an der Frequenz $f_{L_2} = 386$ Hz hinzugefügt. Der Frequenzgang der Gewichtsfunktion W_{SDT} sieht somit ähnlich jener des Single-Tone-Reglers (Abbildung 6.7) aus. Durch Minimierung der H_∞ -Norm (6.6) ergibt sich der Dual-Tone-Regler zu

$$C_{DT}(s) = k_{DT} \cdot \frac{\prod_{i=1}^3 s + \omega_{az_i}}{\prod_{i=1}^2 s + \omega_{ap_i}} \cdot \frac{\prod_{i=1}^3 s^2 + 2\zeta_{bz_i}\omega_{bz_i}s + \omega_{bz_i}^2}{\prod_{i=1}^5 s^2 + 2\zeta_{bp_i}\omega_{bp_i}s + \omega_{bp_i}^2}, \quad (6.17)$$

mit $k_{DT} = 4,208 \cdot 10^{-1}$ und den Koeffizienten aus Tabelle 6.6. Mit dem Regler $C_{DT}(s)$ (6.17) ergibt sich der geschlossene Regelkreis wie in Abbildung 6.9 zu sehen. Da der geschlossene Regelkreis der komplementären Sensitivitätsfunktion entspricht [60], ist an beiden Frequenzen ein gutes Führungsverhalten bzw. gute Störunterdrückung gegeben. Abseits der beiden Frequenzen zeigt der geschlossene Regelkreis Bandpassverhalten. Betrachtet man die Phase an den beiden Frequenzen, so liegt diese bei -360° . Das

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

geregelte System weist also an den gewünschten Frequenzen keine Phasenverschiebung zwischen Referenz und Ausgang auf.

i	$\omega_{az_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{ap_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{bz_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{bp_i} [\frac{rad}{s}]$	ζ_{bz_i}	ζ_{bp_i}
1	$5,86 \cdot 10^{-2}$	$8,52 \cdot 10^4$	$2,46 \cdot 10^3$	$2,76 \cdot 10^1$	$4,51 \cdot 10^{-3}$	$7,92 \cdot 10^{-1}$
2	$6,26 \cdot 10^{-2}$	$3,09 \cdot 10^5$	$4,26 \cdot 10^4$	$2,43 \cdot 10^3$	$5,10 \cdot 10^{-2}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$
3	$1,81 \cdot 10^2$	-	$5,03 \cdot 10^4$	$2,49 \cdot 10^3$	$4,40 \cdot 10^{-1}$	$1,00 \cdot 10^{-4}$
4	-	-	-	$8,63 \cdot 10^4$	-	$2,53 \cdot 10^{-1}$
5	-	-	-	$8,66 \cdot 10^4$	-	$7,05 \cdot 10^{-1}$

Tabelle 6.6.: Koeffizienten des Dual-Tone-Reglers (6.17).

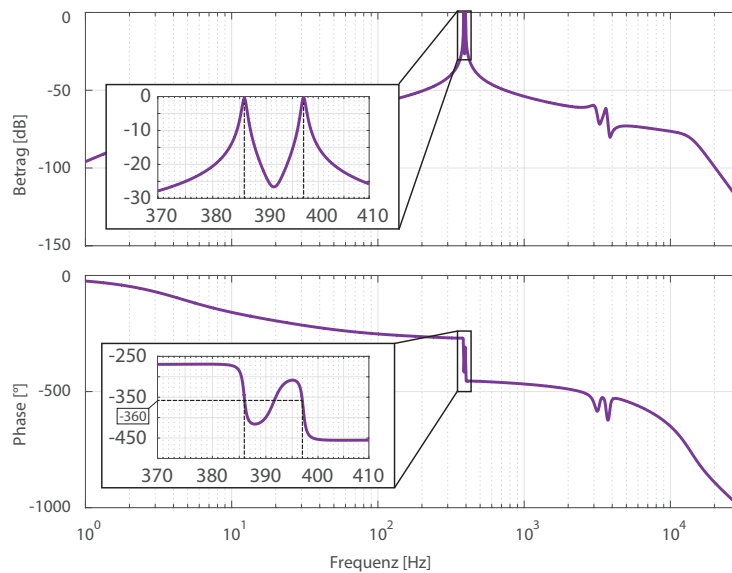


Abbildung 6.9.: Dual-Tone-Regler: Bodediagramm der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises.

Um die Simulation des geschlossenen Regelkreises zu überprüfen wird ebenso eine Messung durchgeführt. Der Teilausschnitt aus Abbildung 6.9 ist in Abbildung 6.10 mit der Messung gegenübergestellt. Die beiden Notch-Spitzen weichen, wie auch beim Single-Tone-Regler, nur gering von den vorgegebenen Frequenzen ab.

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

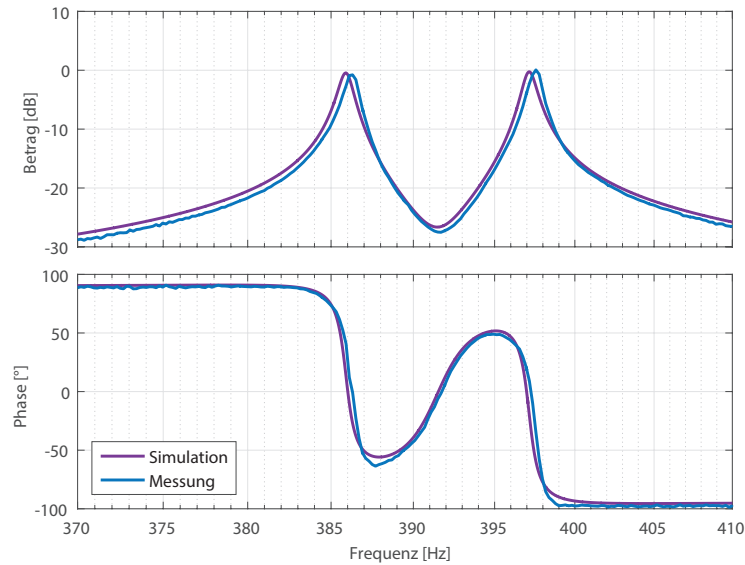


Abbildung 6.10.: Dual-Tone-Regler: Vergleich der Simulation (violett) und der Messung (blau) der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises.

6.3.3. Dual-Tone-Regler mit I-Anteil

In den vorigen beiden Abschnitten wurden Single- und Dual-Tone-Regler entworfen. Aufgrund des Designs können diese Regler im stationären Zustand und bei konstantem Sollwert eine mögliche auftretende Regelabweichung nicht ausgleichen. Speziell bei Piezosystemen kann die Regelabweichung aufgrund von Kriechen und Hysterese oder auch durch einen Offset im Sensorsignal auftreten. Um diese auszugleichen, wird nun ein Dual-Tone-Regler mit Integral-Anteil entworfen.

Zusätzlich zu der Gewichtsfunktion W_{SDT} des Dual-Tone-Reglers aus Gleichung (6.15) wird nun die Übertragungsfunktion

$$G_{PZ}(s) = \frac{s + \omega_p}{s + \omega_z} \quad (6.18)$$

hinzugefügt. Das Hinzufügen dieser Übertragungsfunktion bewirkt, dass die Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises nicht nur an den beiden Frequenzen der X-Achsen $f_{L_1} = 397$ Hz und der Y-Achse $f_{L_2} = 386$ Hz ein Führungsverhalten von Eins zeigt, sondern auch im Frequenzbereich unterhalb von ω_z . Der Regler zeigt nun im Bereich von ω_z und ω_p integrierendes Verhalten und kann somit die Regelabweichungen ausgleichen. Außerdem wird als Gewichtungsfunktion des Steuereingangs eine Konstante vorgegeben, da ein Roll-Off im Frequenzbereich vor den inversen Notch-Filter aufgrund des gewünschten integrierenden Verhaltens nicht möglich ist. Somit ergeben sich die

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

Gewichtungsfunktionen des Dual-Tone-Regler mit I-Anteil zu

$$W_{SDTI}(s) = C_{N_1}(s) \cdot C_{N_2}(s) \cdot G_{PZ}(s) \quad (6.19)$$

$$W_{UDTI}(s) = 1 \quad (6.20)$$

mit den Koeffizienten aus Tabelle 6.7 gewählt.

Index i	d_i	b_i	$\omega_i [\frac{rad}{s}]$
1	90	10^{-4}	$2\pi \cdot 386$
2	90	10^{-4}	$2\pi \cdot 397$
p	-	-	$2\pi \cdot 10^{-1}$
z	-	-	$2\pi \cdot 10^{-7}$

Tabelle 6.7.: Koeffizienten der Gewichtungsfunktionen W_{SDTI} und W_{UDTI} .

Durch Minimierung der H_∞ -Norm (6.6) ergibt sich der Dual-Tone-Regler mit I-Anteil zu

$$C_{DTI}(s) = k_{DT} \cdot \frac{1}{\prod_{i=1}^3 s + \omega_{ap_i}} \cdot \frac{\prod_{i=1}^4 s^2 + 2\zeta_{bz_i} \omega_{bz_i} s + \omega_{bz_i}^2}{\prod_{i=1}^3 s^2 + 2\zeta_{bp_i} \omega_{bp_i} s + \omega_{bp_i}^2}, \quad (6.21)$$

mit $k_{DTI} = 1,633 \cdot 10^4$ und den Koeffizienten aus Tabelle 6.8.

i	$\omega_{ap_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{bz_i} [\frac{rad}{s}]$	$\omega_{bp_i} [\frac{rad}{s}]$	ζ_{bz_i}	ζ_{bp_i}
1	$1,87 \cdot 10^7$	$6,10 \cdot 10^2$	$2,43 \cdot 10^3$	$-8,32 \cdot 10^2$	$1,00 \cdot 10^5$
2	$1,27 \cdot 10^5$	$2,46 \cdot 10^3$	$2,49 \cdot 10^3$	$3,88 \cdot 10^4$	$1,00 \cdot 10^5$
3	$3,21 \cdot 10^5$	$4,26 \cdot 10^4$	$1,19 \cdot 10^5$	$5,08 \cdot 10^2$	$4,16 \cdot 10^1$
4	-	$5,03 \cdot 10^4$	-	$4,40 \cdot 10^1$	-

Tabelle 6.8.: Koeffizienten des Dual-Tone-Reglers mit I-Anteil (6.21).

Vergleicht man den geschlossenen Regelkreises des Dual-Tone-Regler C_{DT} (6.17) mit dem des Dual-Tone-Regler mit I-Anteils C_{DTI} (6.21), so tritt im Bereich der Frequenzen der X- und Y-Achse ein ähnliches Führungsverhalten auf. Nur unterhalb der Frequenz von $\omega_z = 2\pi \cdot 10^{-1}$ rad/s wird zusätzlich das gewünschte Führungsverhalten von Eins erzeugt.

6.4. Zusammenfassung

Mithilfe des Modells des Gesamtsystems aus Kapitel 5 wurde nun für das System der Entwurf verschiedener Feedback-Regler behandelt. Hinblickend auf den Einsatz des Systems in Scan-Anwendungen wurden drei verschiedene Scan-Trajektorien näher betrachtet. Die Eigenschaften und die räumliche Auflösung der Raster-, Lissajous-

6. Regelung des Kippspiegel-Prototypen

und Dreieck-Sinus-Trajektorien wurden behandelt und entsprechende Regler entworfen. Einerseits wurde ein breitbandiger Regler sowie ein Regler für Sinus-basierte Trajektorien designt. Anschließend werden im nächsten Kapitel die Tracking-Eigenschaften der verschiedenen Trajektorien und den zugehörigen Reglern ausgewertet.

Die Tracking-Eigenschaften der einzelnen Trajektorien mit den zugehörigen Reglern aus Kapitel 6 werden nun ausgewertet. Verwendet wird dabei eine Amplitude von 0,57 mrad, die 25 % des gesamten Stellbereiches entspricht. Drei verschiedene Scan-Trajektorien werden betrachtet:

- Raster
- Lissajous
- Dreieck-Sinus

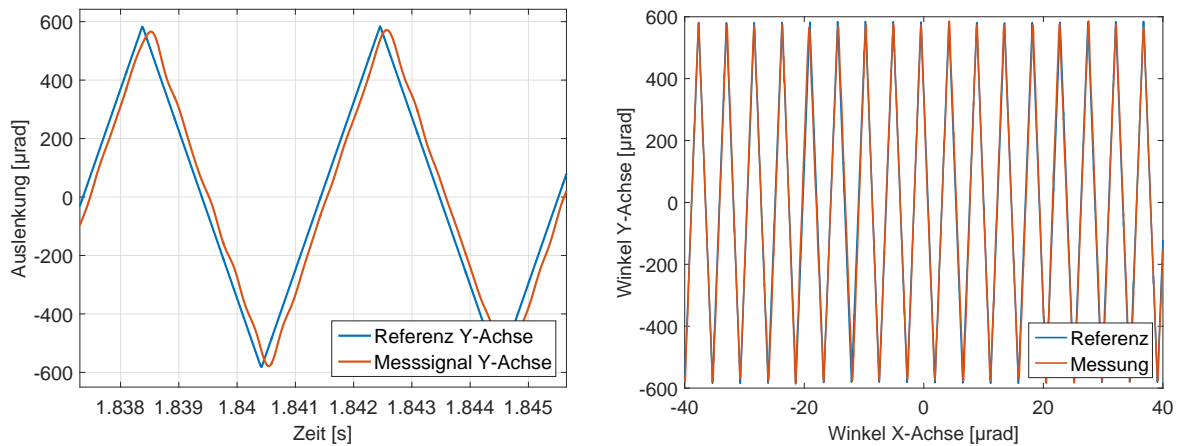
Aufgrund der unterschiedlichen Referenzsignale der Scan-Trajektorien, wird entsprechend der Trajektorie ein Regler verwendet. Für die Raster-Trajektorie wird der Breitband-Regler aus Abschnitt 6.2 an beiden Achsen verwendet. Für die Lissajous-Trajektorien werden an beiden Achsen die Regler für Sinus-basierte Trajektorien aus Abschnitt 6.3 verwendet. Bei der Dreieck-Sinus-Trajektorie wird an einer Achse der Breitband-Regler an der zweiten Achse ein Regler für Sinus-basierte Trajektorien eingesetzt.

Zur Bewertung der Tracking-Eigenschaften der Regler, werden der RMS-Wert der räumlichen Abweichung (Euklidische Norm der Differenz zwischen Ist- und Sollsignal), sowie der RMS-Wert der Stellgröße gegenübergestellt. Um eine genauere Positionsinformation zu erhalten, werden die Sensordaten mittels Tiefpassfilterung nachbearbeitet.

7.1. Raster-Scan

Zwei Dreieckschwingungen mit den Frequenzen $f_{R_1} = 0,5$ Hz und $f_{R_2} = 245$ Hz (Tabelle 6.1) werden als Referenzsignale der beiden Achsen mit dem Breitband-Regler C_{PIN} (6.4) aus Abschnitt 6.2 verwendet. Die langsamere Achse, mit der Frequenz f_{R_1} , ergibt einen RMS-Fehler zwischen Referenz- und Messsignal von 0,14 μ rad (0,02% der Scanamplitude). Die schnellere Achse (mit f_{R_2}) weist einen RMS-Fehler von 64,91 μ rad

7. Experimente



(a) Ausschnitt des Zeitsignals der Y-Achse. Die Frequenz des Dreieck-Signals beträgt $f_{R_2} = 245$ Hz.

(b) Teilausschnitt der Raster-Scantrajektorie.

Abbildung 7.1.: Zeitsignal der Y-Achse und Scantrajektorie des Raster-Scans.

(11,39% der Scanamplitude) auf. Die große Abweichung der schnelleren Achse ist auf die Phasenverschiebung des geschlossenen Regelkreises zurückzuführen. Dieser weist bereits bei einer Frequenz von 245 Hz eine Phasendifferenz von $9,24^\circ$ (Abbildung 6.5) auf. Zu sehen ist diese Phasenverschiebung zwischen Referenz- und Messsignal in Abbildung 7.1(a). Betrachtet man das Messsignal beider Achse, so tritt an den Umkehrpunkten des Dreieckssignals der größte Fehler auf, wie es auch bei anderen Scansystemen der Fall ist [30]. Durch die Abweichungen beider Achsen ergibt sich ein räumlicher RMS-Fehler von $64,92 \mu\text{rad}$ (11,39% der Scanamplitude).

Die Auftragung des Zeitsignals der X-Achse gegenüber dem Zeitsignal der Y-Achse ergibt die räumliche Darstellung der Trajektorie, wie in Abbildung 7.1(b) zu sehen. Die Trajektorie zeigt gute Übereinstimmung zwischen der Referenz und der gemessenen Trajektorie, da die Phasenverschiebung nur eine zeitliche Verschiebung der einzelnen Punkte bedeutet und somit aus der räumlichen Trajektorie nicht ersichtlich ist. Bei Scan-Anwendungen wird die Position des Scan-Punktes vom Messsignal abgeleitet. Aus diesem Grund wirkt sich die Phasenverschiebung nicht aus, da der zeitlich verschobene Punkt trotzdem auf der gewünschten Trajektorie liegt und somit keine Auswirkung auf die räumliche Auflösung hat. Zur Regelung wird eine Stellgröße von $70,41 V_{rms}$ für die X-Achse und $71,90 V_{rms}$ für die Y-Achse benötigt.

7.2. Lissajous-Scan

Wie in Kapitel 6 erwähnt, ergeben sich Lissajous-Trajektorien durch Verwendung von zwei Sinusschwingungen als Referenzsignale der beiden Kippspiegel-Achsen. Verwendet werden die Frequenzen $f_{L_1} = 397$ Hz und $f_{L_2} = 386$ Hz aus Tabelle 6.1. Aufgrund der Form der Referenzsignale werden die drei Regler für Sinus-basierte Trajektorien aus Abschnitt 6.3 verwendet und anschließend deren Ergebnisse betrachtet.

7. Experimente

Single-Tone

Die Tracking-Eigenschaften der Single-Tone-Regler aus Abschnitt 6.3.1 werden für die Lissajous-Trajektorie ausgewertet. Betrachtet man die Signale der X- bzw. Y-Achse, so tritt keine Phasenverschiebung zwischen Ist- und Sollsignal auf, da die Phase des geschlossenen Regelkreises bei den Frequenzen f_{L_1} und f_{L_2} gleich Null ist.

Betrachtet man das Fehler-LDS der Y-Achse in Abbildung 7.2, so tritt die größte Fehlerkomponente bei der Frequenz der X-Achse ($f_{L_1} = 397$ Hz) auf. Eine weitere Fehlerkomponente tritt bei der Differenzfrequenz der beiden Achsen auf, da ein Übersprechen der Achsen vorhanden ist. Bereits in Abschnitt 5.4 wird der Effekt der nicht vollständigen Entkopplung der Achsen beschrieben. Durch das Übersprechen entsteht eine Schwebung der Amplitude bei 11 Hz. Aufgrund des Designs, ist es dem Regler einer Achse nicht möglich die Abweichung, verursacht durch die andere Achse, zu kompensieren.

Die Zeitsignale der X- bzw. Y-Achse weisen zwischen Referenz- und Messsignal einen RMS-Fehler von $6,76 \mu\text{rad}$ (1,19% der Scanamplitude) bzw. $16,68 \mu\text{rad}$ (2,93% der Scanamplitude) auf. Zusammen ergibt sich ein räumlicher RMS-Fehler von $18,02 \mu\text{rad}$ (3,16% der Scanamplitude). Zur Regelung wird eine Stellgröße von $74,42 V_{rms}$ der X-Achse und $74,31 V_{rms}$ der Y-Achse benötigt.

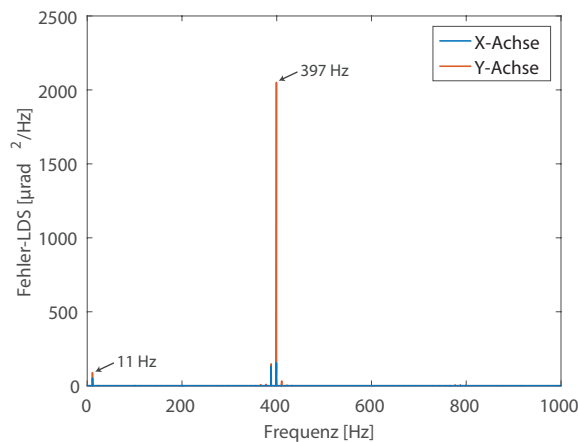


Abbildung 7.2.: Fehler-LDS der X- und Y-Achse bei Verwendung der Single-Tone-Regler.

Dual-Tone

Nun werden die Tracking-Eigenschaften der Dual-Tone-Regler aus Abschnitt 6.3.2 für die Lissajous-Trajektorie ausgewertet. Der Regler weist im Gegensatz zum Single-Tone-Regler nun, wie Abbildung 6.10 zu sehen, an beiden Frequenzen der Achsen gutes Führungsverhalten auf und kann somit den Effekt des Übersprechens entgegenwirken.

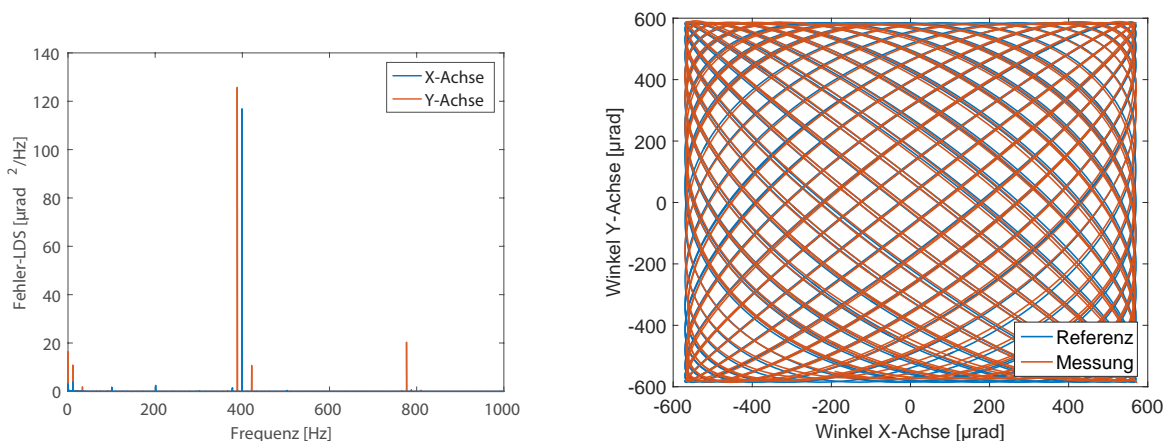
Das Fehler-LDS unter Verwendung der Dual-Tone-Regler aus Abbildung 7.3(a) zeigt,

7. Experimente

dass die Fehlerkomponente bei $f_{L_1} = 397$ Hz um einen Faktor 18 und die Komponente bei 11 Hz um Faktor 8 kleiner ist, als unter Verwendung der Single-Tone-Regler aus Abschnitt 7.2.

Die geringeren Fehlerkomponenten im Fehler-LDS ergeben auch einen geringeren räumlichen RMS-Fehler. Die Zeitsignale der X- bzw. Y-Achse weisen zwischen Referenz- und Messsignal einen RMS-Fehler von $4,45 \mu\text{rad}$ (0,78 % der Scanamplitude) bzw. $5,80 \mu\text{rad}$ (1,02 % der Scanamplitude) auf. Die beiden Fehler der einzelnen Achsen ergeben einen räumlichen RMS-Fehler von $7,30 \mu\text{rad}$ (1,28 % der Scanamplitude). Der Vergleich mit den Messungen, unter Verwendung der Single-Tone-Regler, zeigt eine wesentliche Verringerung des Fehlers. Zur Regelung wird eine Stellgröße von $74,08 V_{rms}$ der X-Achse und $73,83 V_{rms}$ der Y-Achse benötigt.

Abbildung 7.3(b) zeigt einen Teil (12,5% der gesamten Trajektorie) der Lissajous-Trajektorie. Aufgrund der geringen räumlichen Abweichung ist eine gute Übereinstimmung zwischen Referenz- und Messung gegeben. Zu sehen ist auch, dass die Trajektorie um den Ursprung zentriert ist. Erreicht wird die Zentrierung nur durch Entfernen des Gleichanteiles der Messsignale beider Achsen. Dieser Offset tritt aufgrund der nicht exakten Positionierung des Sensors auf und kann durch den Regler nicht entfernt werden, da der Dual-Tone-Regler keinen Integralanteil aufweist.



(a) Fehler-LDS der X- und Y-Achse unter Verwendung der Dual-Tone-Regler.

(b) Teil (12,5% der gesamten Trajektorie) der Lissajous-Scantrajektorie bei Verwendung des Dual-Tone-Regler.

Abbildung 7.3.: Fehler-LDS der X- und Y-Achse und Scantrajektorie des Lissajous-Scans.

Dual-Tone mit I-Anteil

Mithilfe des Dual-Tone-Reglers mit I-Anteil aus Abschnitt 6.3.2 ist es nun möglich auch konstante Abweichungen wie einen Sensoroffset, auszuregeln. Die Zeitsignale der X- bzw. Y-Achse weisen einen RMS-Fehler zwischen Referenz- und Messsignal von $3,29 \mu\text{rad}$ (0,58 % der Scanamplitude) bzw. $4,90 \mu\text{rad}$ (0,86 % der Scanamplitude) auf.

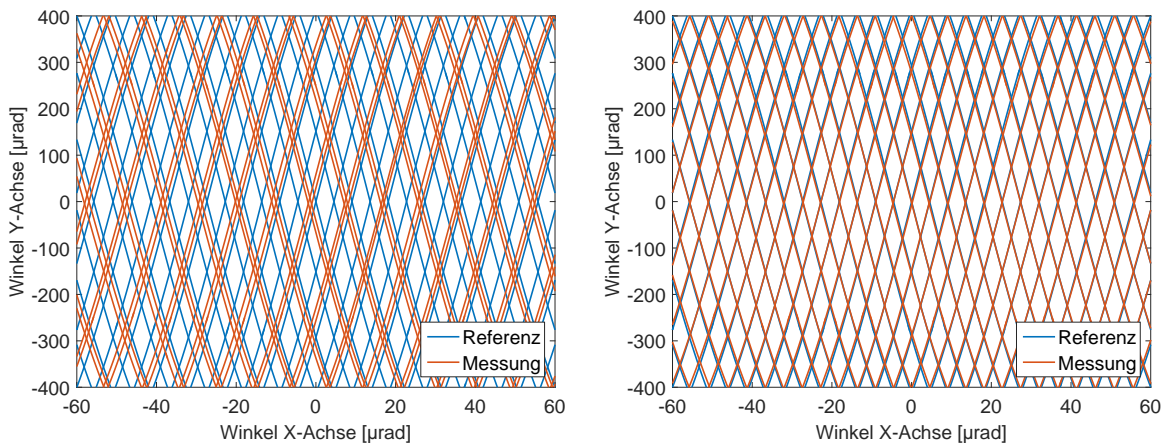
7. Experimente

Daraus resultiert ein räumlicher RMS-Fehler von $5,81 \mu\text{rad}$ ($1,02\%$ der Scanamplitude). Im Vergleich zur Verwendung der Dual-Tone-Regler aus Abschnitt 7.2, entsteht ein ähnlicher räumlicher Fehler. Zur Regelung wird eine Stellgröße von $73,96 V_{rms}$ der X-Achse und $73,93 V_{rms}$ der Y-Achse benötigt.

7.3. Dreieck-Sinus-Scan

Um die Dreieck-Sinus Trajektorie zu erhalten, werden die in Tabelle 6.2 angegebenen Frequenzen als Referenzsignal der X- bzw. Y-Achse verwendet. Zur Regelung der X-Achse wird der Breitband-Regler aus Abschnitt 6.2 verwendet und mit einer Dreieckschwingung der Frequenz $f_{DS_1} = 12 \text{ Hz}$ betrieben. Zur Regelung der Y-Achse wird ein Dual-Tone-Regler verwendet, der an beiden Frequenzen f_{DS_1} und f_{DS_2} ein Führungsverhalten von Eins zeigt, um den Effekte des Übersprechens an der Grundfrequenz der Dreieckschwingung entgegenwirken zu können. Als Referenzsignal der Y-Achse wird eine Sinusschwingung mit der Frequenz $f_{DS_2} = 247 \text{ Hz}$ verwendet.

Die Zeitsignale der X- bzw. Y-Achse weisen zwischen Referenz- und Messsignal einen RMS-Fehler von $3,14 \mu\text{rad}$ ($0,55\%$ der Scanamplitude) bzw. $11,78 \mu\text{rad}$ ($2,07\%$ der Scanamplitude) auf. Betrachtet man das Messsignal der Y-Achse, so tritt keine Phasenabweichung zum Referenzsignal auf. In Abbildung 7.4(b) wird in Rot der 2D-Plot des Referenzsignals der X-Achse und des Messsignals der Y-Achse dargestellt, um zu zeigen, dass aufgrund des Reglers der Y-Achse keine Veränderung der Trajektorie entsteht. Zum Vergleich wird in Blau der 2D-Plot des Referenzsignals der X- und Y-Achse dargestellt. Der geschlossene Regelkreis des Breitband-Reglers der X-Achse zeigt bei einer Frequenz



(a) Ausschnitt der Dreieck-Sinus-Scantrajektorie. Aufgrund der Phasenverschiebung des Dreieckssignals weicht die Trajektorie von der Referenz ab.

(b) Ausschnitt der Dreieck-Sinus-Scantrajektorie. Der rote Verlauf stellt den 2D-Plot des Referenzsignals der X-Achse und des Messsignals der Y-Achse dar.

Abbildung 7.4.: Ausschnitt der Dreieck-Sinus-Trajektorien. Der blaue Verlauf stellt die Referenz-Trajektorie dar.

von $f_{DS_1} = 12 \text{ Hz}$ eine Phase von $0,5^\circ$ (Abbildung 6.5). Diese geringe Phasenverschiebung bewirkt bereits eine Änderung der Scan-Trajektorie. In Abbildung 7.4(a) wird

7. Experimente

der 2D-Plot der Referenz- bzw. Messsignale dargestellt und zeigt die Änderung der Trajektorie. Die Referenz- und Messtrajektorie liegt nicht mehr exakt übereinander.

Zusammen ergibt sich ein räumlicher RMS-Fehler von $12,19 \mu\text{rad}$ (2,14% der Scanamplitude). Zur Regelung wird eine Stellgröße von $71,55 V_{rms}$ der X-Achse und $73,54 V_{rms}$ der Y-Achse benötigt.

7.4. Vergleich der Tracking-Performance

Zum Vergleich der Trajektorien bzw. der eingesetzten Regler sind in Tabelle 7.1 die Ergebnisse nochmals zusammengefasst. Betrachtet man die Lissajous-Trajektorie mit dem Single- bzw. Dual-Tone-Regler, so weist der Dual-Tone-Regler einen geringeren RMS-Fehler auf, da dieser gutes Führungsverhalten auf beide Betriebsfrequenzen hat. Die Messungen mit Breitband-Regler zeigen, dass der RMS-Fehler wesentlich größer ist als unter Verwendung von Sinus-basierten-Reglern. Der Grund liegt, wie bereits in den vorigen Abschnitten erwähnt, in der auftretenden Phasenverschiebung des geschlossenen Regelkreises.

Der RMS-Fehler als Bewertungskriterium berücksichtigt sowohl die räumliche, als auch zeitliche Abweichung zur Referenz. In Hinblick auf Scan-Anwendungen, wo es wichtig ist die räumliche Auflösung einzuhalten, würde eine Bewertung der räumlichen Abweichung zwischen Referenz- und Messtrajektorie, ohne Berücksichtigung des zeitlichen Verlaufes möglicherweise besser sein, da als Positionsinformation meist das gemessene Positionssignal verwendet wird.

Zusammenfassend kann man sagen, dass Lissajous-Trajektorien unter Verwendung der Sinus-basierten-Reglern einen geringeren RMS-Tracking-Fehler aufweisen, wobei im Vergleich zur Raster-Trajektorie die räumliche Auflösung gleich bleibt.

Trajektorie	Regler	RMS-Fehler	X / Y Stellgröße [V_{rms}]
Raster	Breitband	$64,92 \mu\text{rad}$ (11,39 %)	70,41 / 71,90
Lissajous	Single-Tone	$18,02 \mu\text{rad}$ (3,16 %)	74,42 / 74,31
Lissajous	Dual-Tone	$7,30 \mu\text{rad}$ (1,28 %)	74,08 / 73,83
Lissajous	Dual-Tone mit I-Anteil	$5,81 \mu\text{rad}$ (1,02 %)	73,96 / 73,93
Dreieck-Sinus	Breitband u. Dual-Tone	$12,19 \mu\text{rad}$ (2,14 %)	71,55 / 73,54

Tabelle 7.1.: Vergleich der räumlichen Abweichungen und der benötigten Stellgrößen.

7.5. Resultierende Positionsunsicherheit-Vergleich DEB

Im Abschnitt 5.6.2 wurde die Ausbreitung der einzelnen Rauschquellen berechnet. Dabei ergibt die Ausgangsgröße (Kippwinkel) eine resultierende Abweichung von $7,5 \mu\text{rad}$.

7. Experimente

Zur Validierung der Berechnung wurde ein Arbeitspunktwechsel durchgeführt und der stationäre Endwert der Messung mit dem Sollwert verglichen (siehe Abbildung 7.5).

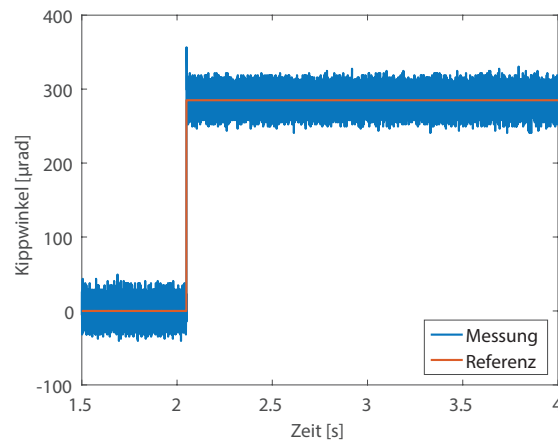


Abbildung 7.5.: Sprungantwort des Systems mit einem Referenzsprung von 0 auf 0,285 mrad. Die Standardabweichung des stationären Endwertes liegt bei 10,4 µrad.

Bei der Messung ergibt sich eine Standardabweichung des Kippwinkels von 10,4 µrad. Vergleicht man die Abweichung mit der berechneten, so liegen die Ergebnisse in der gleichen Größenordnung und lediglich um 2,9 µrad auseinander. Wie man sehen kann ist das DEB-Tool eine sehr gute und elegante Möglichkeit um das Systemverhalten bereits bei der Entwicklung bzw. Konstruktion zu analysieren.

Schlussfolgerung und Ausblick

Abschließend werden die Ergebnisse der Arbeit zusammengefasst, potentielle Verbesserungen des Systems diskutiert, sowie mögliche Designaspekte für zukünftige Arbeiten vorgestellt.

8.1. Schlussfolgerung

In dieser Arbeit wurde ein piezoaktuiertes Kippspiegelsystem entwickelt, analysiert und nach dem Entwurf entsprechender Reglerdesigns mit verschiedenen Scan-Trajektorien betrieben. Die Entwicklung des Systems erfolgte in mehreren Schritten. Zu Beginn wurden vier Piezoaktoren mit einem Stellweg von $38\ \mu\text{m}$ ausgewählt und in einem Abstand von $6\ \text{mm}$ vom Rotationszentrum angeordnet, um den geforderten Kippwinkel von $\pm 3\ \text{mrad}$ zu erreichen. Durch entsprechende mechanische Konstruktion der Aufhängung wurden ausreichend hohe Moden erzielt, um die geforderte Systembandbreite von $3\ \text{kHz}$ zu erreichen. Ein optisches Sensorsystem, welches einen zusätzlichen Spiegel an der Rückseite des Movers und eine PSD verwendet, wurde zur Bestimmung des Kippwinkels integriert. Je nach Anwendung können an der Vorderseite der Aufhängung verschiedene Spiegelgrößen bis $20\ \text{mm}$ verklebt werden.

Die Frequenzantwort des Systems wurde ermittelt und anschließend für den Entwurf der breitbandigen und schmalbandigen Regler, für Raster-, Lissajous- und Dreieck-Sinustrajektorien, verwendet. Anschließend wurden die Tracking-Eigenschaften der Regler mit den zugehörigen Trajektorien verglichen und bewertet. Raster-Trajektorien zeigten dabei, unter Verwendung von breitbandigen Reglern, höhere RMS-Tracking-Fehler, die auf den Phasenverlust der Führungsübertragungsfunktion des geschlossenen Regelkreises zurückzuführen sind. Dual-Tone-Regler, unter Verwendung von Lissajous-Trajektorien zeigten hingegen sehr gutes Tracking-Verhalten. Im geschlossenen Regelkreis, unter Verwendung eines breitbandigen Reglers, wurde eine Systembandbreite von $2,7\ \text{kHz}$ und ein mechanischer Kippwinkel von $\pm 2,38\ \text{mrad}$ erreicht und liegt somit im

8. Schlussfolgerung und Ausblick

Bereich der Zielspezifikationen aus Abschnitt 2.5.

Um ein System mit bestmöglicher Performanz zu entwickeln, sind nicht nur die Einzelkomponenten wichtig, sondern auch die Betrachtung des Zusammenwirkens aller Komponenten. Die wichtigsten Aspekte, um eine möglichst hohe Systemperformanz des entwickelten piezoaktuierten Kippspiegelsystems zu erhalten, werden daher folgendermaßen zusammengefasst:

- Die Auswahl der Aktoren und deren Anordnung. Damit die einzelnen Achsen des Systems ausreichend entkoppelt sind, sollte eine orthogonale Anordnung der Achsen angestrebt werden. Außerdem ist dadurch die Verwendung einer einfachen SISO-Regelung möglich. Um möglichst große Kippwinkel zu erreichen, sollten Piezo Aktoren mit großem Stellweg verwendet werden und diese in geringem Abstand zum Rotationszentrum angeordnet sein.
- Die mechanische Dimensionierung der Aufhängung, um die geforderte Systembandbreite zu erreichen. Ein Kompromiss zwischen Stellwegverlust aufgrund der Aufhängung und der Höhe der Resonanzfrequenzen der Moden muss gemacht werden, da bei steigender Steifigkeit der Aufhängung die Resonanzfrequenz und der Stellwegverlust steigen.
- Werden bestimmte Trajektorien verwendet, empfiehlt es sich angepasste Regler, entsprechend der Referenzsignale der Trajektorien zu designen und zu verwenden, um den Tracking-Fehler möglichst gering zu halten.
- Die Regelung sollte mit ausreichender Abtastfrequenz implementiert werden, um den Phasenverlust durch die Abtastung so gering wie möglich zu halten und somit eine hohe Systembandbreite zu erreichen.

Ein Anwendungsbereich von Kippspiegelsystemen sind scannende Messaufgaben, bei dem unterschiedliche Trajektorien zum Scannen der Fläche verwendet werden. Wie bereits in Kapitel 6 erwähnt, werden dazu Raster-, Lissajous- und Dreieck-Sinus-Trajektorien näher betrachtet. Durch geeignete Wahl der Frequenzen der Referenzsignale ist es möglich gleiche räumliche Auflösungen bei allen drei Trajektorien zu erreichen. Lissajous-Trajektorien eignen sich besonders gut in Scan-Anwendungen, da bereits nach nicht vollständig durchlaufener Trajektorie, ein Überblick (Vorschau) der Scanfläche mit einer geringeren räumlichen Auflösung verfügbar ist und somit beispielsweise eine Zentrierung eines Messgerätes über einem Messobjekt bereits nach kurzer Zeit möglich ist. Außerdem wird unter Verwendung maßgeschneiderter Dual-Tone-Regler ein sehr gutes Tracking-Verhalten erzielt.

8.2. Ausblick

Im Folgenden werden noch mögliche Verbesserungsvorschläge, um eine höhere Bandbreite und Winkelauflösung sowie ein kompakteres Systemdesign zu erreichen, vorgestellt:

Konstruktion

Im Laufe der Arbeit wurden bei der Konstruktion einige mögliche Verbesserungen erkannt. Zur Einstellung der Vorspannung werden M5 Gewindestifte verwendet. Da nur eine geringe Höhenänderungen der Piezo Stacks benötigt werden, wäre ein Feingewinde zur leichteren Einstellung besser. Um eine einfache Handhabung und Einstellung des Systems zu ermöglichen wurden die Einzelteile des Prototypen nicht so kompakt wie möglich konstruiert. Eine weitere Aspekt ist daher die kompaktere Bauweise des Systems, durch Verkleinerung der Komponenten und Verwendung von Stahlteilen anstatt Aluminiumlegierungen.

Montage der Piezo Aktoren

Die Piezo Aktoren werden an der Unterseite auf einem 0,1 mm dünnen Blech verklebt, um in lateraler Richtung fixiert zu sein und in vertikaler Richtung eine Höhenverstellung, durch die Stellschrauben, zu ermöglichen. Dabei würde die Verwendung eines dickeren Bleches mehr Stabilität geben. An der Oberseite sind die Piezo Aktoren in lateraler Richtung nicht fixiert. Die Piezo Aktoren werden nur durch die Vorspannung gegen die Stahlkugeln des Movers gedrückt. Durch Anbringen eines weiteren dünnen Bleches könnte die 1. Mode der Piezo Aktoren, eine Bewegung am nicht lateral fixierten oberen Ende, unterdrückt werden. Weitere höhere Moden könnten, durch Aufteilen der Aktoren in mehrere Aktoren mit kürzerer Länge und anschließender Stapelung und lateralen Fixierung der Kontaktflächen, unterdrückt werden. Durch diese Maßnahmen könnte die Bandbreite des Systems noch weiter erhöht werden.

Sensorsystem

Mithilfe des Dynamic Error Budgeting in Kapitel 5.6 werden die einzelnen Rauschquellen des Systems betrachtet. Dabei wird festgestellt, dass das Sensorsystem den Hauptanteil an der Winkelunsicherheit liefert. Daher sollte in den zukünftigen Schritten das Sensorsystem überarbeitet werden. Die Verwendung einer stärkeren Laserquelle, Anpassung der Strahlform- und -größe, Verwendung eines polarisierten Strahlteilers und ein rauschärmeres Schaltungsdesign haben das Potential die Systemperformanz signifikant zu verbessern. Ein weiterer Schritt ist die Integration des Sensorsystems ins Innere des Kippspiegelsystems. Dazu ist es notwendig, die Größen der Teilkomponenten anzupassen sowie die Abstände zueinander zu reduzieren.

Literaturverzeichnis

- [1] G. C. Loney, "Design of a high-bandwidth steering mirror for space-based optical communications," *Proc. SPIE 1543, Active and Adaptive Optical Components*, pp. 225–235, 1992.
- [2] Q. Zhou, P. Ben-Tzvi, D. Fan, and A. A. Goldenberg, "Design of fast steering mirror systems for precision laser beams steering," *International Workshop on Robotic and Sensors Environments*, pp. 144–149, 2008.
- [3] C. Alt *et al.*, "Selective targeting of the retinal pigment epithelium using an acousto-optic laser scanner," *Journal of Biomedical Optics*, vol. 10, no. 6, p. 064014, 2005.
- [4] E. Csencsics, R. Saathof, and G. Schitter, "Design of a dual-tone controller for lissajous-based scanning of fast steering mirrors," *American Control Conference (ACC)*, pp. 461–466, 2016.
- [5] C.-D. Chen, Y.-J. Wang, and P. Chang, "A novel two-axis mems scanning mirror with a pzt actuator for laser scanning projection," *Optics Express*, vol. 20, no. 24, pp. 27 003–27 017, 2012.
- [6] K. H. Gilchrist, R. P. McNabb, J. A. Izatt, and S. Grego, "Piezoelectric scanning mirrors for endoscopic optical coherence tomography," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 19, no. 9, p. 095012, 2009.
- [7] M. Tani, M. Akamatsu, Y. Yasuda, and H. Toshiyoshi, "A two-axis piezoelectric tilting micromirror with a newly developed pzt-meandering actuator," *IEEE 20th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*, pp. 699–702, 2007.
- [8] Y. Zhang *et al.*, "Photoreceptor perturbation around subretinal drusenoid deposits as revealed by adaptive optics scanning laser ophthalmoscopy," *American Journal of Ophthalmology*, vol. 158, no. 3, pp. 584–596, 2014.
- [9] S. Xiang *et al.*, "Study on fast linear scanning for a new laser scanner," *Optics & Laser Technology*, vol. 42, no. 1, pp. 42–46, 2010.

- [10] J. Xiang *et al.*, “The precision improvement of the scanner in optical scanning imaging system,” *Optics & Laser Technology*, vol. 30, no. 2, pp. 109–112, 1998.
- [11] H. Golnabi, “Design and operation of a laser scanning system,” *Optics & Laser technology*, vol. 32, no. 4, pp. 267–272, 2000.
- [12] R. Munnig Schmidt, G. Schitter, A. Rankers, and J. van Eijk, *The Design of High Performance Mechatronics – 2nd Revised Edition*. IOS Press, Delft, 2014.
- [13] M. Hafez and T. C. Sidler, “Fast-steering two-axis tilt mirror for laser pointing and scanning,” *Proc. SPIE 3834, Microrobotics and Microassembly*, pp. 172–181, 1999.
- [14] H. DeWeerd, “Compact, low-power precision beam-steering mirror,” *Proc. SPIE 1454, Beam Deflection and Scanning Technologies*, pp. 207–214, 1991.
- [15] Z. Jing, M. Xu, and B. Feng, “Modeling and optimization of a novel two-axis mirror-scanning mechanism driven by piezoelectric actuators,” *Smart Materials and Structures*, vol. 24, no. 2, p. 025002, 2014.
- [16] J.-H. Park *et al.*, “Design of a piezoelectric-driven tilt mirror for a fast laser scanner,” *Japanese Journal of Applied Physics*, vol. 51, no. 9S2, p. 09MD14, 2012.
- [17] T. J. Kentischer *et al.*, “A fast tracking mirror for adaptive optics,” *Astrophysics and Space Science*, vol. 239, no. 2, pp. 213–219, 1996.
- [18] PI, “Piezoelectrics in positioning,” 2009, accessed 08-May-2016. [Online]. Available: http://www.pi-usa.us/pdf/2009_PI_Piezo_University_Designing_with_Piezo_Actuators_Tutorial.pdf
- [19] M. N. Sweeney, G. A. Rynkowski, M. Ketabchi, and R. Crowley, “Design considerations for fast-steering mirrors (FSMs),” *International Symposium on Optical Science and Technology*, pp. 63–73, 2002.
- [20] Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG, “PICMA Stack Multilayer-Piezoaktoren,” 2016, accessed 01-Oktober-2016. [Online]. Available: <https://www.physikinstrumente.com/en/products/piezoceramic-actuators/linear-actuators/p-882-p-888-picma-stack-multilayer-piezo-actuators-100810/>
- [21] B.-D. Yao *et al.*, “Design and application of fast steering mirror based on GMM,” *International Symposium on Photoelectronic Detection and Imaging 2011*, p. 819246, 2011.
- [22] D. J. Kluk, M. T. Boulet, and D. L. Trumper, “A high-bandwidth, high-precision, two-axis steering mirror with moving iron actuator,” *Mechatronics*, vol. 22, no. 3, pp. 257–270, 2012.
- [23] H. Marth, M. Donat, and C. F. Pohlhammer, “Latest experience in design of piezoelectric-driven fine-steering mirrors,” *Proc. SPIE 1543, Active and Adaptive Optical Components*, pp. 248–261, 1992.

- [24] H. F. Mokbel, Y. WAN *et al.*, “Research on the mechanical design of two-axis fast steering mirror for optical beam guidance,” *Proceedings of the 1st International Conference on Mechanical Engineering and Material Science*, 2012.
- [25] Edmund Optics, “Oberflächenspezifikationen,” 2016, [accessed 02-Jun-2016]. [Online]. Available: www.edmundoptics.de/resources/application-notes/optics/understanding-optical-specifications/
- [26] S. Bing *et al.*, “Modeling and design of a novel precision tilt positioning mechanism for inter-satellite optical communication,” *Smart Materials and Structures*, vol. 18, no. 3, p. 035009, 2009.
- [27] L. Bruno, A. Poggialini, and G. Felice, “Design and calibration of a piezoelectric actuator for interferometric applications,” *Optics and Lasers in Engineering*, vol. 45, no. 12, pp. 1148–1156, 2007.
- [28] P. Bouchilloux, F. Claeysen, and R. Le Letty, “Amplified piezoelectric actuators: from aerospace to underwater applications,” *Proc. SPIE 5388, Smart Structures and Materials*, pp. 143–154, 2004.
- [29] A. J. Fleming, “A review of nanometer resolution position sensors: operation and performance,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 190, pp. 106–126, 2013.
- [30] G. Schitter, P. J. Thurner, and P. K. Hansma, “Design and input-shaping control of a novel scanner for high-speed atomic force microscopy,” *Mechatronics*, vol. 18, no. 5, pp. 282–288, 2008.
- [31] Micro-Epsilon Messtechnik GmbH u. Co. KG, “Kapazitive Sensoren für Weg, Abstand u. Position,” 2016, accessed 12-Jun-2016. [Online]. Available: <http://www.micro-epsilon.de/download/products/cat--capaNCDDT--de.pdf>
- [32] Micro-Epsilon Messtechnik GmbH u. Co. KG, “Wirbelstromsensoren für Weg, Abstand u. Position,” 2016, accessed 20-Sept-2016. [Online]. Available: <http://www.micro-epsilon.de/download/products/cat--eddyNCDDT--de.pdf>
- [33] G. C. Loney, “Design of a small-aperture steering mirror for high bandwidth acquisition and tracking,” *Optical Engineering*, vol. 29, no. 11, pp. 1360–1365, 1990.
- [34] E. Hering, R. Martin, and M. Stohrer, *Physik für Ingenieure*. Springer-Verlag, 2007.
- [35] A. Berta, L. R. Hedding, C. Hoffman, and M. Messaros, “Development of a commercial line of high-performance fast-steering mirrors,” *SPIE’s International Symposium on Optical Science, Engineering, and Instrumentation*, pp. 181–192, 1999.
- [36] N. He, W. Jia, M. Gong, and L. Huang, “Design and mechanism analysis of a novel type compact single mirror laser scanner,” *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 125, no. 2, pp. 482–485, 2006.

- [37] G. Schitter *et al.*, “Design and modeling of a high-speed afm-scanner,” *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 15, no. 5, pp. 906–915, 2007.
- [38] V. Kartik *et al.*, “High-bandwidth nanopositioner with magnetoresistance based position sensing,” *Mechatronics*, vol. 22, no. 3, pp. 295–301, 2012.
- [39] A. Sebastian *et al.*, “Achieving subnanometer precision in a mems-based storage device during self-servo write process,” *IEEE Transactions on Nanotechnology*, vol. 7, no. 5, pp. 586–595, 2008.
- [40] D. A. Bristow, M. Tharayil, and A. G. Alleyne, “A survey of iterative learning control,” *IEEE Control Systems*, vol. 26, no. 3, pp. 96–114, 2006.
- [41] T. Tuma *et al.*, “High-speed multiresolution scanning probe microscopy based on lissajous scan trajectories,” *Nanotechnology*, vol. 23, no. 18, p. 185501, 2012.
- [42] W. Chen, S. Chen, and D. Luo, “Design and experimental investigations of a two-dimensional laser scanner based on piezoelectric actuators,” *Optical Engineering*, vol. 54, no. 2, p. 025110, 2015.
- [43] F. M. Tapos *et al.*, “High bandwidth fast steering mirror,” *Proc. SPIE 5877, Optomechanics*, p. 587707, 2005.
- [44] W. Coppoolse *et al.*, “Dual-axis single-mirror mechanism for beam steering and stabilisation in optical inter satellite links,” *10th European Space Mechanisms and Tribology Symposium*, vol. 524, pp. 183–190, 2003.
- [45] Y. Lu, D. Fan, and Z. Zhang, “Theoretical and experimental determination of bandwidth for a two-axis fast steering mirror,” *Optik-International Journal for Light and Electron Optics*, vol. 124, no. 16, pp. 2443–2449, 2013.
- [46] L. E. Hawe, “Control of a fast steering mirror for laser-based satellite communication,” Ph.D. thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2006.
- [47] P. Bandera, “A fine pointing mechanism for intersatellite laser communication,” *European Space Agency-Publications-ESA*, vol. 438, pp. 61–66, 1999.
- [48] L. Zhu and J. Hyypä, “The use of airborne and mobile laser scanning for modeling railway environments in 3D,” *Remote Sensing*, vol. 6, no. 4, pp. 3075–3100, 2014.
- [49] J. J. Degnan, D. Wells, R. Machan, and E. Leventhal, “Second generation airborne 3d imaging lidars based on photon counting,” *Proc. SPIE 6771, Advanced Photon Counting Techniques II*, p. 67710N, 2007.
- [50] Physik Instrumente (PI) GmbH & Co. KG, “S-330 Piezo-Kippplattform,” 2016, accessed 08-May-2016. [Online]. Available: <http://www.physikinstrumente.de/produkt-detailseite/s-330-300700.html>
- [51] G. M. Fasching, *Werkstoffe für die Elektrotechnik: Mikrophysik, Struktur, Eigenschaften*. Springer-Verlag, 2005.

- [52] Hamamatsu, “Handbook si-photodiode,” 2016, accessed 12-Jun-2016. [Online]. Available: https://www.hamamatsu.com/resources/pdf/ssd/e02_handbook_si_photodiode.pdf
- [53] W. Monkhorst, “Dynamic error budgeting: A design approach,” Master’s thesis, TU Delft, 2004.
- [54] L. Jabben, “Mechatronic design of a magnetically suspended rotating platform,” Ph.D. thesis, TU Delft, 2007.
- [55] G. F. Franklin, J. D. Powell, and M. L. Workman, *Digital control of dynamic systems*. Addison-Wesley, vol. 3, 1998.
- [56] S. M. Salapaka and M. V. Salapaka, “Scanning probe microscopy,” *IEEE Control Systems*, vol. 28, no. 2, pp. 65–83, 2008.
- [57] P. I. Chang, P. Huang, J. Maeng, and S. B. Andersson, “Local raster scanning for high-speed imaging of biopolymers in atomic force microscopy,” *Review of Scientific Instruments*, vol. 82, no. 6, p. 063703, 2011.
- [58] A. J. Fleming and A. G. Wills, “Optimal periodic trajectories for band-limited systems,” *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, vol. 17, no. 3, pp. 552–562, 2009.
- [59] H. Feng *et al.*, “Single-shot MR imaging using trapezoidal-gradient-based Lissajous trajectories,” *IEEE transactions on Medical Imaging*, vol. 22, no. 8, pp. 925–932, 2003.
- [60] A. Kugi, “Automatisierung. Vorlesung und Übung.” *Vienna University of Technology*, 2013.
- [61] S. Skogestad and I. Postlethwaite, *Multivariable feedback control: analysis and design*. Wiley New York, vol. 2, 2007.
- [62] H. P. Geering and C. Roduner, “Entwurf robuster Regler mit der H_∞ -Methode,” *Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins*, vol. 90, no. 3, pp. 55–58, 1999.
- [63] A. Bansal and V. Sharma, “Design and analysis of robust H-infinity controller,” *Control Theory and Informatics*, vol. 3, no. 2, pp. 7–14, 2013.
- [64] T. Knopp *et al.*, “Trajectory analysis for magnetic particle imaging,” *Physics in Medicine and Biology*, vol. 54, no. 2, p. 385, 2008.

ANHANG A

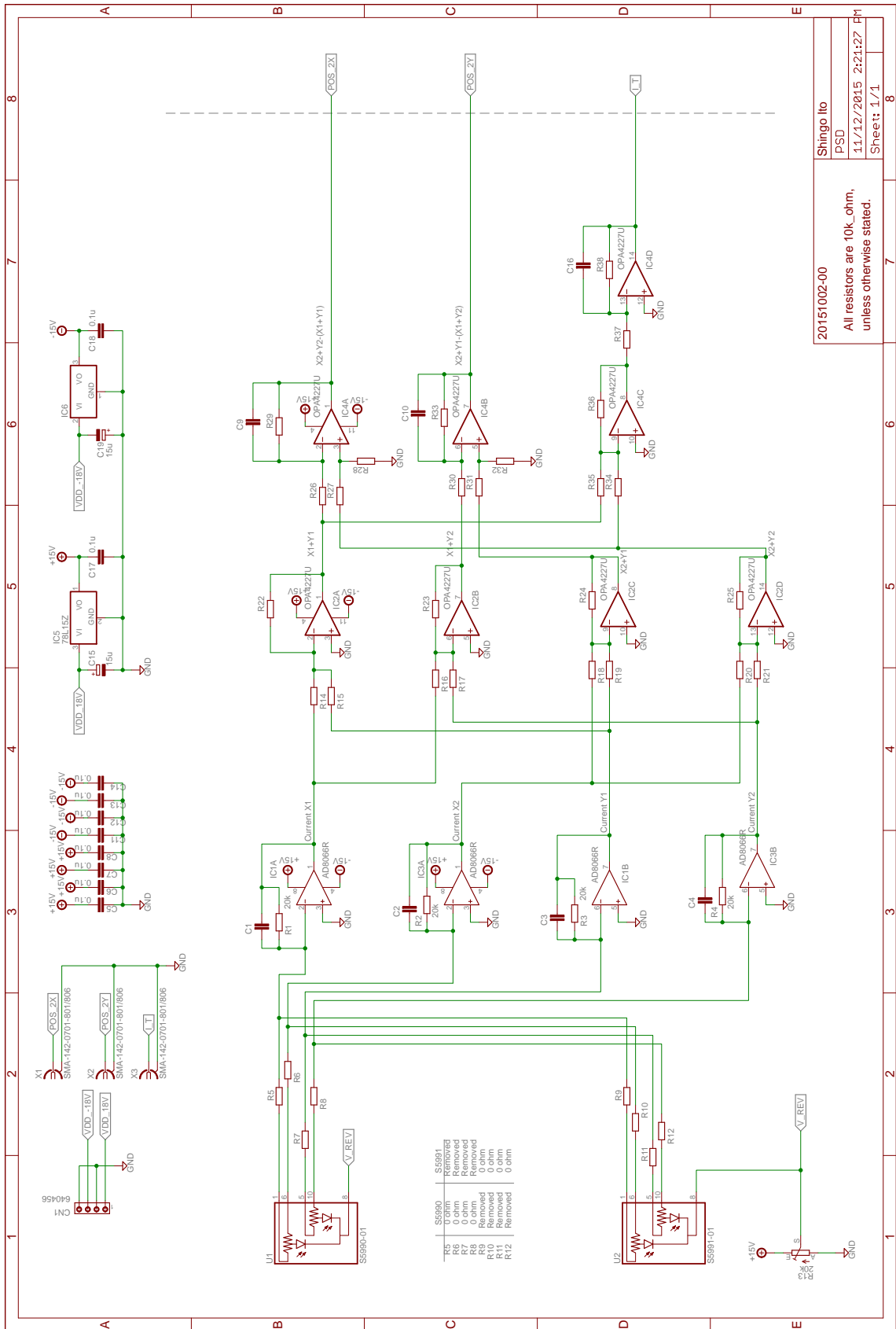
PSD Board

In diesem Anhang werden der Schaltplan und das Leiterplattendesign der PSD-Auswerteelektronik dargestellt.

A.1. Schaltplan

Der Schaltplan besteht aus zwei Teilen. Im oberen Bereich befindet sich die Spannungsversorgung, darunter die Auswerteelektronik. Die Summen- und Differenzblöcke des Blockschaltbildes aus Abbildung 3.9 werden dabei mit Operationsverstärker-Schaltungen realisiert.

A. PSD Board

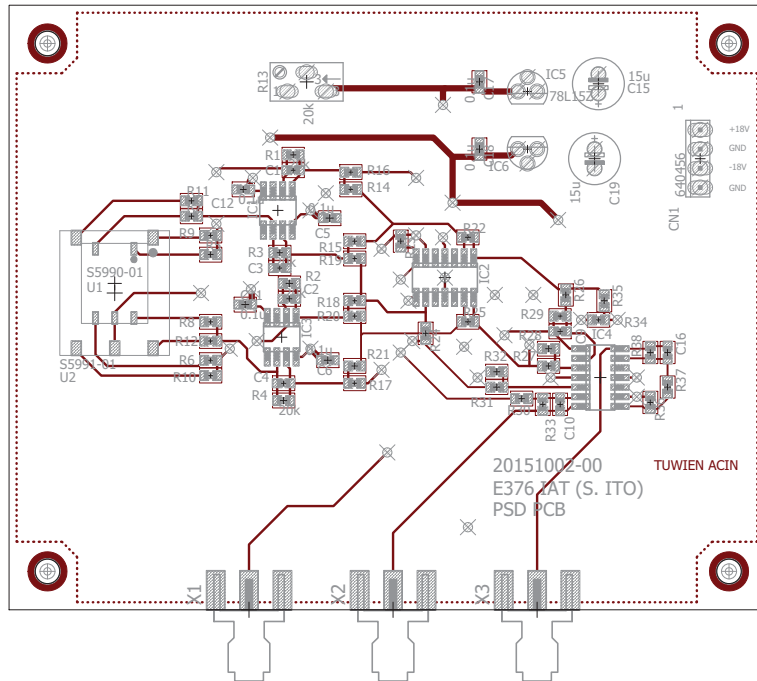


20151002-00
 Shingo Ito
 PSD
 11/12/2015 2:24:27 PM
 Sheet 1 / 1

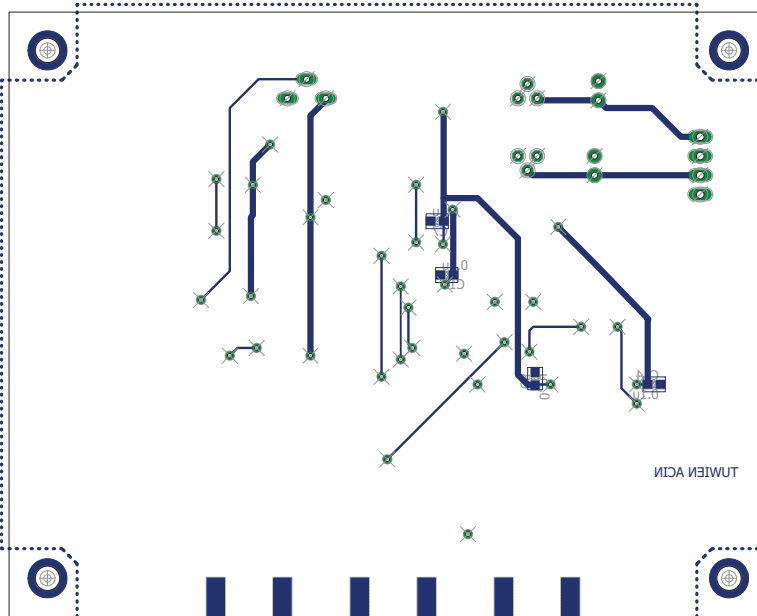
All resistors are 10k ohm, unless otherwise stated.

A. PSD Board

A.2. Top Layer



A.3. Bottom Layer



Eigenständigkeitserklärung

Hiermit erkläre ich, dass die vorliegende Arbeit gemäß dem Code of Conduct - Regeln zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis (in der aktuellen Fassung des jeweiligen Mitteilungsblattes der TU Wien), insbesondere ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel, angefertigt wurde. Die aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet.

Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder in ähnlicher Form in anderen Prüfungsverfahren vorgelegt.

Wien, 28. Oktober 2016

Benjamin Sitz