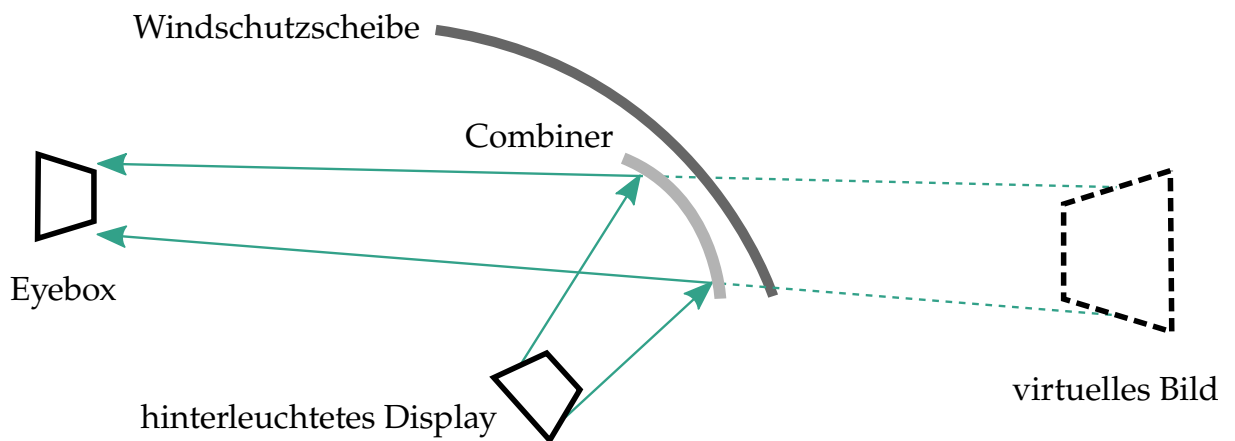


Steffen Markisch

Simulation optomechanischer Wirkzusammenhänge am Beispiel eines Head-Up-Displays und deren experimentelle Verifizierung





Dieses Werk ist lizenziert unter einer Creative Commons Namensnennung -
Weitergabe unter gleichen Bedingungen 4.0 International Lizenz (CC BY-SA 4.0):
<https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/deed.de>

Simulation optomechanischer Wirkzusammenhänge am Beispiel eines Head-Up-Displays und deren experimentelle Verifizierung

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

von der
KIT-Fakultät für Maschinenbau
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

angenommene
Dissertation

von

Dipl.-Ing. Steffen Markisch
aus Reutlingen

Tag der mündlichen Prüfung:

Hauptreferent:

Korreferent:

6. Mai 2022

Prof. Dr.-Ing. habil. Alexander Fidlin

PD. Dr.-Ing. Ingo Sieber

Kurzfassung

Head-Up-Displays sind Anzeigesysteme, die fahrrelevante Informationen direkt in das Auge des Fahrers projizieren und dadurch eine Informationsaufnahme ohne ein Abwenden des Blickes erlauben. Sie kommen in modernen Kraftfahrzeugen zunehmend zum Einsatz. Im Vergleich zu ruhenden optomechanischen Systemen wirken die in der Automobilbranche typischen thermischen und dynamischen Lasten auf das Head-Up-Display, welche unmittelbaren Einfluss auf die optische Performance des Gesamtsystems haben.

Um die optische Performance auch unter Berücksichtigung der mechanischen Lasten zu optimieren, ist es Ziel dieser Arbeit, die optomechanischen Wirkzusammenhänge mit einer Simulationsmethodik abzubilden und zu verifizieren. Die entwickelte Methodik basiert darauf, zunächst die mechanische Deformation der Spiegeloberfläche zu berechnen, das Ergebnis anschließend für die optische Simulation aufzubereiten und die Auswirkung auf die Optik abschließend zu simulieren.

Die initiale Optimierung der Simulationsmethodik erfolgt numerisch im mechanisch unbelasteten Fall. Durch den Vergleich der optischen Ergebnisse mit und ohne Anwendung der Methodik können unterschiedliche Einstellungen und numerische Effekte untersucht werden, um die optimale Spiegelbeschreibungsart zu definieren.

Für die experimentelle Verifizierung wird ein gekrümmter Spiegel eines Head-Up-Displays durch die statische Kraft einer Einbaumessschraube verformt und die Auswirkung auf die optische Verzerrung gemessen. Dieses Verfahren zur Verifizierung der Simulationsmethodik erfolgt bei insgesamt drei unterschiedlichen Lastangriffspunkten der Einbaumessschraube.

Darüber hinaus wird die entwickelte Simulationsmethodik für die Vorhersage des optomechanischen Verhaltens eines komplexeren Head-Up-Displays verwendet, welches aus mehreren optischen Elementen besteht. Dafür wird das mechanische Verhalten einer repräsentativen Spiegelbaugruppe bei thermischen und dynamischen Lasten experimentell verifiziert. Dies ermöglicht die Vorhersage der optomechanischen Auswirkungen auf Head-Up-Displays im realen Fahrbetrieb.

Abstract

Head-Up-Displays are optomechanical systems that project driving-relevant information directly into the driver's eye, thus allowing to perceive the information without having to look away. They are used in modern cars increasingly. In comparison to stationary optomechanical systems, the typical thermal and dynamic loads in the automotive industry affect Head-Up-Displays and influence the optical performance of the overall system directly.

In order to optimize the optical performance under consideration of mechanical loads, the aim of this thesis is to predict and verify the optomechanical interactions with a simulation methodology. The developed methodology is based on first calculating the mechanical deformations, then processing the result for the optical simulation and finally simulating the effect on the optics.

The initial optimization of the simulation methodology is carried out numerically in the mechanical unloaded case. By comparing the optical results with and without applying the methodology, different settings and numerical effects can be investigated to define the optimal mirror description.

For experimental verification, a curved mirror of a Head-Up-Display is deformed by the static force of a micrometer head and the effect on the optical distortion is measured. This procedure is carried out at a total of three different load application points of the micrometer head.

Furthermore, the developed simulation methodology is used to predict the optomechanical behavior of a more complex Head-Up-Display consisting of several optical elements. For this purpose the mechanical behavior of a representative mirror assembly under thermal and dynamic loads is verified experimentally. This allows the prediction of the optomechanical effects on Head-Up-Displays in real driving conditions.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Industriepromotion bei der Robert Bosch GmbH im Geschäftsbereich Car Multimedia in Leonberg.

An erster Stelle gilt mein Dank Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Seemann für die hervorragende Betreuung und das mir entgegengebrachte Vertrauen. Die angenehme Mischung aus Unterstützung und der Möglichkeit des selbstverantwortlichen Arbeitens trug maßgeblich zum Gelingen der Arbeit bei.

Weiterhin möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. habil. Alexander Fidlin für die Übernahme des Hauptreferats bedanken. Die ehrlichen Fragen und Anmerkungen in den Seminaren haben die Entwicklung der Arbeit von Anfang an bereichert.

Des Weiteren gilt mein Dank Herrn PD. Dr.-Ing. Ingo Sieber für die konstruktiven Diskussionen, den wertvollen Anmerkungen zur vorliegenden Arbeit sowie der Übernahme des Korreferats.

Ich danke weiterhin den aktuellen und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen des Teilinstituts Dynamik/Mechatronik des Karlsruher Instituts für Technologie für die freundliche Aufnahme, den spannenden Diskussionen und der Hilfsbereitschaft.

Ein ganz besonderer Dank gilt meinem Betreuer bei der Robert Bosch GmbH, Herrn Dr.-Ing. Daniel Hofmann. Durch seine engagierte Unterstützung, sein wissenschaftliches Feedback, seine methodische Denkweise und seine kritischen Rückfragen während der gesamten Promotionszeit hat er die Arbeit kontinuierlich weitergebracht und mich nachhaltig geprägt.

Ein großer Dank gilt auch meinen Kolleginnen und Kollegen im Bereich der Head-Up-Display Entwicklung für das sehr angenehme und produktive Arbeitsumfeld. Besonders möchte ich mich bei Martin Gädtke und Uwe Borsdorf bedanken, die mir die Arbeit bei der Robert Bosch GmbH ermöglicht haben. Darüber hinaus möchte ich mich bei Wolfgang Gutekunst für seine pragmatische Hilfsbereitschaft im Bereich der Messtechnik bedanken. Auch bei Volker Burkhardt, Petra Hoffmann, Julian Hauss und Inga Kaiser möchte ich mich in diesem Zusammenhang für die zahlreichen und hilfreichen Diskussionen bedanken.

Zudem danke ich auch allen Studentinnen und Studenten, deren Betreuung mir viel Freude bereitet hat. Hervorheben möchte ich dabei die Leistungen von Martin Balog,

Weichen Chu und Nan Shen. Ihr Einsatz, ihre Kreativität, ihre Fragen und ihre Ergebnisse haben ebenfalls zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Ohne die andauernde Unterstützung meiner Familie wäre diese Arbeit keineswegs möglich gewesen. Deshalb möchte ich mich bei meinen Eltern für ihre Hingabe und ihre bedingungslose Liebe von Herzen danken.

Zu guter Letzt gilt ein ganz besonderer Dank meiner Freundin Julia, die mich stets motiviert und tatkräftig unterstützt hat. Ich danke ihr für ihre Toleranz, ihre Geduld und ihr Verständnis, insbesondere während der einen oder anderen Durststrecke. Vor allem möchte ich mich bei ihr dafür bedanken, dass sie mein Leben auf eine so wundervolle Art und Weise bereichert.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	VII
Abstract	VIII
Vorwort	IX
Inhaltsverzeichnis	XIII
Symbole und Abkürzungen	XVI
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	2
1.2 Stand der Forschung	3
1.3 Zielsetzung der Arbeit	7
1.4 Aufbau der Arbeit	8
2 Theoretische Grundlagen	11
2.1 Head-Up-Displays	11
2.1.1 Funktionsprinzip	12
2.1.2 Einspiegelsysteme	13
2.1.3 Mehrspiegelsysteme	16
2.1.4 Koordinatensysteme	18
2.2 Optische Performance von Head-Up-Displays	19
2.2.1 Beleuchtungsoptik	20
2.2.2 Abbildungsoptik	21
2.2.3 Verzerrungsparameter des virtuellen Bildes	22
2.2.4 Einfluss der Eyebox	23
2.2.5 Verzerrungsparameter eines Gesamtsystems	24
2.3 Simulation	25
2.3.1 Finite-Elemente-Methode	26
2.3.2 Raytracing	28
2.4 Messtechnik	30
2.4.1 Triangulation	30
2.4.2 Deflektometrie	31
2.4.3 Elektronische Specklemuster-Interferometrie	32
2.4.4 Laser-Doppler-Vibrometrie	33

3	Modellbildung und optomechanische Kopplung	35
3.1	Mechanisches Modell des Einspiegelsystems	35
3.1.1	Beschreibung der Combinerbaugruppe	36
3.1.2	Modellierung des Combiners	36
3.1.3	Modellierung der statischen Lasten	36
3.2	Mechanisches Modell des Mehrspiegelsystems	37
3.2.1	Beschreibung der Spiegelbaugruppe	38
3.2.2	Modellierung der Spiegelbaugruppe	40
3.2.3	Modellierung der Lasten	43
3.3	Ansätze zur Optimierung des mechanischen Modells	44
3.3.1	Vorgehensweise zur Optimierung der Materialparameter	44
3.3.2	Moldflow Simulation des Trägers	45
3.3.3	Berücksichtigung von Fertigungstoleranzen	46
3.4	Raytracing Simulation	47
3.4.1	Optisches Modell des Einspiegelsystems	47
3.4.2	Optisches Modell des Mehrspiegelsystems	48
3.4.3	Auswertung der Verzerrungsparameter	49
3.5	Optomechanische Simulationsmethodik	49
3.5.1	Mechanik	49
3.5.2	Kopplung	50
3.5.3	Optik	52
3.5.4	Gesamtüberblick	53
3.5.5	Erweiterung für dynamische Lastfälle	53
3.6	Einflussgrößen bei der Modellierung	55
4	Experimentelle Vorgehensweise	57
4.1	Herstellung der Spiegelbaugruppen	57
4.1.1	Auswahl der Klebegeometrien	58
4.1.2	Verklebung der Spiegelbaugruppe	59
4.2	Geometrische Vermessung	61
4.2.1	Vermessung der Träger	61
4.2.2	Vermessung der Spiegel	62
4.3	Messung der optischen Verzerrungsparameter	63
4.4	Experimentelle Vorgehensweise	64
4.4.1	Vorrichtung für Combiner	64
4.4.2	Statische Lasten	65
4.4.3	Vorrichtung für Spiegelbaugruppen	66
4.4.4	Thermische Lasten	67
4.4.5	Dynamische Lasten	68
4.5	Einflussgrößen bei dem Experiment	72

5	Verifizierung und Ergebnisse der optomechanischen Simulationen	75
5.1	Numerische Verifizierung der optomechanischen Kopplung	75
5.1.1	Einspiegelsystem	76
5.1.2	Mehrspiegelsystem	79
5.1.3	Diskussion und Fazit der numerischen Verifizierung	81
5.2	Experimentelle Verifizierung der optomechanischen Kopplung	83
5.2.1	Undeformierter Zustand	83
5.2.2	Zentrale Deformation	85
5.2.3	Linksseitige Deformation	87
5.2.4	Zusammenfassung der experimentellen Verifizierung	88
5.3	Thermische Lasten	89
5.3.1	Experimentelle Verifizierung des Simulationsmodells	89
5.3.2	Ergebnisse des Moldflow Modells	94
5.3.3	Optomechanische Auswirkung	96
5.3.4	Einfluss der Formabweichung des Trägers	98
5.3.5	Einfluss der Formabweichung des Spiegels	99
5.3.6	Auswirkung auf ein gesamtes Mehrspiegelsystem	102
5.3.7	Zusammenfassung der thermischen Lasten	103
5.4	Dynamische Lasten	105
5.4.1	Experimentelle Verifizierung der Schwingungsformen und der Resonanzfrequenzen	105
5.4.2	Experimentelle Verifizierung der Schwingungsamplituden	107
5.4.3	Ergebnisse des Moldflow Modells	111
5.4.4	Optomechanische Auswirkung	112
5.4.5	Einfluss der Formabweichung des Trägers	115
5.4.6	Einfluss der Formabweichung des Spiegels	116
5.4.7	Zusammenfassung der dynamischen Lasten	119
5.5	Gegenüberstellung der optomechanischen Auswirkungen	121
6	Vorgehensweise für die Implementierung optomechanischer Simulationen	123
7	Zusammenfassung und Ausblick	127
	Literaturverzeichnis	131
	Anhang	139
A	Normierte Optische Verzerrungsparameter	139
B	Gemessene Formabweichungen	143
C	Dynamische Ergebnisse	145

Symbole und Abkürzungen

Vektoren sind durch geschwungene Klammern und Matrizen durch eckige Klammern gekennzeichnet.

Lateinische Buchstaben

a_{ij}	Polynomkoeffizienten
$[C]$	Dämpfungsmatrix
E	Elastizitätsmodul
$\{F\}, \{F_T\}$	Kraftvektor, Kraftvektor aufgrund thermischer Ausdehnung
Δf_D	Dopplereffrequenzverschiebung
f	Brennweite
g	Polynomgrad
$[K], [K^{eq}]$	Steifigkeitsmatrix, äquivalente Steifigkeitsmatrix
$[M]$	Massenmatrix
n	Brechungsindex
T	Temperatur
t	Zeit
$\{u\}$	Knotenverschiebungsvektor
v	Geschwindigkeit im Ortsraum
X, Y, Z	Fahrzeugkoordinatensystem
X_S, Y_S, Z_S	Spiegelkoordinatensystem
X_V, Y_V	Koordinatensystem des virtuellen Bildes

Griechische Buchstaben

α	Wärmeausdehnungskoeffizient
ϵ_t	Wärmeausdehnung
λ	Wellenlänge des Lichts
$\{\varphi\}$	Eigenvektor
ω	Eigenkreisfrequenz

Abkürzungen

4P-Baugruppe	Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems mit 4 Klebepunkten
5P-Baugruppe	Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems mit 5 Klebepunkten
a.u.	Arbitrary Unit
CAD	Computer Aided Design
E-Modul	Elastizitätsmodul
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFT	Fast Fourier Transformation
LCD	Liquid Crystal Display
n.u.	Normalized Unit

1 Einleitung

Im Rahmen der Optomechanik werden Wechselwirkungen von optischen und mechanischen Phänomenen betrachtet. Mechanische Einflüsse, wie beispielsweise Temperaturänderungen oder Vibrationen, können sich auf die Form und Lage der optischen Elemente eines optomechanischen Systems auswirken und dadurch die optische Performance des Gesamtsystems vermindern. Das Ziel der Optomechanik ist die bestmögliche Beibehaltung der Form und Lage aller optischen Elemente eines Systems unter Berücksichtigung der im Betrieb auftretenden mechanischen Lasten [DGM12].

Der modern klingende Begriff der Optomechanik beschäftigt Wissenschaftler bereits seit der Erfindung des Teleskops im 17. Jahrhundert. Die optomechanische Herausforderung war dabei, die präzise, stabile und spannungsarme Aufnahme der optischen Linsen innerhalb des Teleskops zu realisieren. Neuartige Systeme sowie der steigende Anspruch an die optische Performance stellen die optomechanische Entwicklung bis heute vor Herausforderungen. Aktuelle Forschungsfelder sind beispielsweise Hochleistungs-Lasersysteme im Bereich der Raumfahrt oder Fluoreszenzmikroskopie in der Biomedizin [Kas15].

Head-Up-Displays stellen ein vergleichsweise neues optomechanisches Anzeigesystem dar. Erstmals kamen Head-Up-Displays im Jahr 1960 in militärischen Flugzeugen zum Einsatz. Die Grundidee des Head-Up-Displays besteht darin, nützliche Informationen, wie beispielsweise die aktuelle Geschwindigkeit oder die Ausrichtung des Horizonts, in das Sichtfeld des Piloten zu projizieren. Dadurch muss er für die Informationsaufnahme nicht zwingend seinen Blick abwenden und kann auch in kritischen Situationen stets die Umgebung beobachten [WP94].

In der zivilen Luftfahrt wurden Head-Up-Displays seit den frühen 1980er Jahren eingesetzt. Die erste Anwendung in einem Kraftfahrzeug erfolgte 1988 durch General Motors [CMC15]. Inzwischen sind Head-Up-Displays in modernen Premiumfahrzeugen weit verbreitet. Prognosen gehen davon aus, dass im Jahr 2024 fast ein Drittel der produzierten Fahrzeuge mit einem Head-Up-Display ausgestattet sind [PP19].

Head-Up-Displays in Kraftfahrzeugen bieten gegenüber Kombiinstrumenten zahlreiche Vorteile. Für das Ablesen der momentanen Fahrgeschwindigkeit kann der Fahrer seinen Blick auf der aktuellen Fahrsituation belassen und muss nicht zwingend nach unten auf das Kombiinstrument schauen. Zudem müssen die Augen nicht auf das nahe Kombiinstrument akkommodieren, was insbesondere bei älteren Fahrern zusätzliche Zeit kostet. Auch Warnmeldungen können schneller wahrgenommen werden. Dies führt unmittelbar zu einer Erhöhung der Fahrsicherheit.

Des Weiteren bieten moderne Fahrzeuge heutzutage ein umfangreiches Angebot an Infotainment-Inhalten während gleichzeitig die Komplexität des Straßenverkehrs kontinuierlich zunimmt. Head-Up-Displays könnten vor diesem Hintergrund als Informationsfilter dienen, um dem Fahrer lediglich die aktuell relevanten Informationen darzustellen [BDF⁺14]. Neben den positiven Einflüssen auf die Fahrsicherheit bietet das Head-Up-Display gleichzeitig mehr Komfort und hat eine geringere Ermüdung zur Folge. Der Blick durch ein Head-Up-Display in einem Kraftfahrzeug ist exemplarisch in Abbildung 1.1 dargestellt.



Abbildung 1.1: Head-Up-Display in einem Kraftfahrzeug [Rob]

1.1 Motivation

Optomechanische Systeme sind im Betrieb unterschiedlichsten mechanischen Lasten ausgesetzt, welche die optische Performance des Gesamtsystems vermindern können. Bei großen Teleskopen führt beispielsweise die Schwerkraft zu kleinen Verformungen der optischen Elemente innerhalb des Systems, welche wiederum ein unscharfes Bild zur Folge haben können.

Im Vergleich zu einem ruhenden Teleskop wirken auf ein Head-Up-Display in einem Fahrzeug bei Fahrbetrieb deutlich größere mechanische Lasten. Den größten Einfluss auf die optische Performance haben Temperaturänderungen und Vibrationen.

Fahrzeugkomponenten im Armaturenbrett müssen typischerweise im Temperaturbereich von -40 bis $+85$ °C funktional sein. Die damit einhergehenden Temperaturänderungen bewirken aufgrund der Wärmeausdehnungen der einzelnen Bauteile eine Verformung der optischen Elemente. Dies beeinflusst unmittelbar den Strahlengang und führt zu einer optischen Verzerrung des angezeigten Bildes. Das Phänomen der optischen Verzerrung lässt sich leicht am Beispiel des Spiegelkabinetts nachvollziehen: Die dort verwendeten Spiegel sind leicht gekrümmt und bewirken dadurch eine optische Streckung oder Stauchung des Spiegelbilds.

Die durch den Fahrbetrieb bedingten Vibrationen des Fahrzeugs koppeln in das Head-Up-Display ein und versetzen das System mitsamt seiner optischen Elemente in Schwingung. Dies führt zu zeitlich veränderten Verzerrungen des angezeigten Bildes und kann ein unscharf wahrgenommenes Bild zur Folge haben.

Da sich das durch das Head-Up-Display dargestellte Bild permanent im Sichtfeld des Fahrers befindet, ist es besonders wichtig, dass es als angenehm und nicht störend empfunden wird. Der Verzerrungszustand und die Schärfe des Bildes bei Fahrbetrieb gelten deshalb als wichtige Qualitätsmerkmale eines Head-Up-Displays.

Die Auswirkung der mechanischen Lasten auf die optische Performance wird in der Regel durch aufwändige Fahrversuche im montierten Zustand ermittelt. Diese Ergebnisse hängen maßgeblich von dem mechanischen Befestigungskonzept der optischen Elemente ab, welches frühzeitig in der Entwicklungsphase definiert wird.

Hieraus leitet sich die Motivation ab, die Auswirkung der mechanischen Lasten auf die optische Performance durch gekoppelte optomechanische Simulationen vorherzusagen. Dies ermöglicht es bereits in frühen Entwicklungsphasen unterschiedliche Befestigungskonzepte unter Berücksichtigung der optomechanischen Wirkzusammenhänge zu bewerten. Darüber hinaus erlaubt die optomechanische Simulationsmethodik eine ganzheitliche und modellbasierte Systemauslegung, was sich letztendlich positiv auf die Kosten und die Qualität der Head-Up-Displays auswirkt.

1.2 Stand der Forschung

Je nach Anwendungsfall werden optomechanische Systeme unterschiedlichen statischen, thermischen oder dynamischen Lasten ausgesetzt. In Abhängigkeit der auftretenden Lasten müssen bei der optomechanischen Untersuchung unterschiedliche physikalische Effekte berücksichtigt werden.

Statische Lasten können beispielsweise durch den Montageprozess entstehen und eine unerwünschte statische Deformation der optisch aktiven Flächen zur Folge haben. Für die spannungsarme und langzeitstabile Befestigung optischer Elemente werden mechanische Aufnahmen kontinuierlich weiterentwickelt [Yod08]. Eine weitere statische Last stellt die Gravitationskraft dar, welche sich insbesondere bei Teleskopen mit großen und schweren optischen Elementen sowie hohen optischen Anforderungen merklich auswirkt. Durch das Eigengewicht kommt es zu einer statischen Deformation der optischen Elemente, welche bei der Auslegung berücksichtigt werden muss [DGM12]. Bei optischen Linsen gilt es zudem den photoelastischen Effekt zu beachten, welcher die Änderung der optischen Brechzahl in Abhängigkeit der mechanischen Spannung beschreibt [AG93].

Thermische Lasten können aufgrund der Wärmeausdehnung sowohl zu statischen Deformationen als auch zu relativen Lageänderungen der optischen Elemente führen.

Die Wärmeausdehnungskoeffizienten der verwendeten Materialien spielen dabei eine entscheidende Rolle [GF03]. Bei optomechanischen Systemen mit hohen optischen Anforderungen ist die thermische Last häufig die dominierende mechanische Einflussgröße [WK97]. Ein weiterer zu beachtender Wirkzusammenhang ist der thermooptische Effekt, welcher die Brechzahländerung eines Materials infolge einer Temperaturänderung beschreibt. Dies trifft insbesondere bei Linsen in Laseranwendungen zu, die sich aufgrund der hohen Laserleistung punktuell erwärmen [SKT82].

Dynamische Lasten können bei optomechanischen Systemen zeitlich veränderte Deformationen und relative Lageänderungen bewirken. Bei einem Teleskop führen beispielsweise zu hohe dynamische Lasten zu unscharfen und verwackelten Bildern. [Kas15].

Optomechanische Simulationen

Die erste Auslegung optomechanischer Systeme erfolgt in der Regel mit groben Abschätzungen und basiert auf Erfahrungen. Die Feinauslegung von Systemen mit hohen optischen Anforderungen benötigt im Gegensatz dazu eine sehr genaue Vorhersage der optomechanischen Wechselwirkungen und erfordert daher zwingend die Kopplung von thermischen, mechanischen und optischen Simulationen [Kas15].

Grundlegend ist das Ziel der optomechanischen Simulation den Einfluss von thermischen und mechanischen Lasten auf die optische Performance zu berechnen. Dies erfordert einen Datenaustausch zwischen den unterschiedlichen Simulationsprogrammen. Das Zusammenspiel der unterschiedlichen Simulationsdomänen wird anhand Abbildung 1.2 erklärt.

Der Prozessablauf beginnt in der Regel mit einer thermischen Simulation. Auf Basis der Geometrie, der Materialeigenschaften sowie der Definition von Wärmequellen und -senken wird die sich einstellende Temperaturverteilung berechnet. Die berechnete Temperaturverteilung wird nachfolgend interpoliert und dient als Eingangsgröße für die mechanische Simulation.

Im Rahmen der mechanischen Simulation wird die zu untersuchende Geometrie mit samt der Materialeigenschaften und Randbedingungen durch ein numerisches Modell abgebildet. Auf das Modell werden weiterhin die zu untersuchenden mechanischen Lasten sowie die bereits berechnete Temperaturverteilung aufgebracht. Im nachfolgenden Berechnungsschritt wird sowohl die Auswirkung der mechanischen Lasten als auch die Auswirkung der Wärmeausdehnung infolge der Temperaturverteilung berücksichtigt. Für die optomechanische Simulation sind die berechnete Deformation und die Stressverteilung von Interesse.

Im nächsten Schritt wird die berechnete Deformation der optischen Flächen für die optische Simulation aufbereitet. Optische Simulationsprogramme erwarten Oberflächenformen typischerweise in Form eines Polynoms oder in Form einer Punktwolke auf einem regelmäßigem Raster. Da die mechanischen Simulationsergebnisse diese

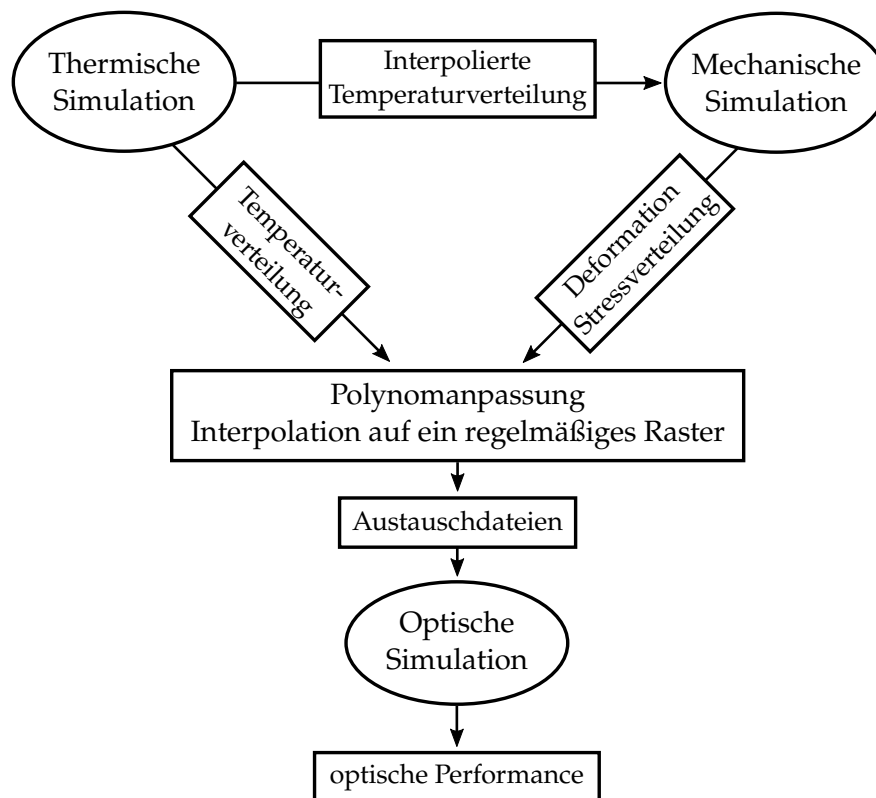


Abbildung 1.2: Zusammenspiel der Simulationsdomänen bei der optomechanischen Simulation (übersetzt von [DGM12])

Anforderungen im Allgemeinen nicht erfüllen, muss die berechnete Deformation notwendigerweise an ein Polynom angepasst oder auf ein regelmäßiges Raster interpoliert werden. Das Ergebnis der Polynomanpassung bzw. der Interpolation wird weiterhin in einer Austauschdatei gespeichert, welches durch das optische Simulationsprogramm eingelesen werden kann.

Zur Berücksichtigung des thermooptischen Effekts in der optischen Simulation muss neben der Deformation auch die Temperaturverteilung durch ein Polynom oder durch eine interpolierte Punktwolke abgebildet und in Form einer Austauschdatei gespeichert werden. Analog muss für die Berücksichtigung des photoelastischen Effekts die Stressverteilung angepasst bzw. interpoliert und gespeichert werden.

Im Rahmen der optischen Simulation wird das optomechanische Modell auf die optisch relevanten Flächen reduziert. Für die Bewertung der optischen Performance wird üblicherweise die Ausbreitung der Strahlen durch das gesamte optische System berechnet. Die Verwendung der Austauschdateien ermöglicht schließlich die Berechnung der optischen Performance unter Berücksichtigung der definierten thermischen und mechanischen Lasten [DGM12].

Herausforderungen optomechanischer Simulationen

Jede Simulationsdomäne verwendet eigene Modellierungstechniken und dedizierte Simulationsprogramme. Seit den Anfängen der optomechanischen Simulation war es stets die Herausforderung, die Daten genau und effizient zwischen den Domänen auszutauschen. Beim Datenaustausch zwischen unterschiedlichen Simulationsprogrammen müssen Koordinatensysteme, Einheiten, Vorzeichenkonventionen und programmspezifische Dateiformate beachtet werden. Darüber hinaus spielt die Polynomanpassung bzw. die Interpolation der Daten auf ein regelmäßiges Raster eine entscheidende Rolle. Da es sich dabei jeweils um eine mathematische Annäherung der vorangegangenen Simulationsergebnisse handelt, gehen dabei immer Informationen verloren. Zudem geht das Ergebnis der mathematischen Annäherung direkt in die optische Simulation ein und hat damit unmittelbaren Einfluss auf die Genauigkeit der gesamten optomechanischen Simulationsmethodik [GMD02].

Sowohl Oberflächenbeschreibungen durch Polynome als auch durch Punktwolken erlauben diverse Einstellmöglichkeiten. Es können beispielsweise unterschiedliche Polynomarten, Polynomgrade oder Rasterdichten verwendet werden. Die unterschiedlichen Methoden und Einstellungen haben spezifische Vor- und Nachteile. Die endgültige Auswahl der Oberflächenbeschreibungsmethode erfolgt je nach Anwendungsfall und ist abhängig vom optischen System, der gewünschten Genauigkeit und der Art wie Formabweichungen mathematisch beschrieben werden [DGMB05]. Beispielsweise lassen sich lokale Montageeffekte oder hochdimensionale Deformationen häufig nicht ausreichend genau durch Polynome abbilden. In diesen Fällen führen Punktwolken mit feinem, regelmäßigem Raster zu genaueren optomechanischen Simulationsergebnissen [GMD02].

Anhand der bisherigen Erläuterungen wird ersichtlich, dass die manuelle Durchführung von optomechanischen Simulationen komplex, aufwändig und fehleranfällig ist. Dementsprechend wurde schon frühzeitig die Entwicklung automatisierter Prozessabfolgen angestrebt. Die erste automatisierte Umsetzung einer optomechanischen Simulationsmethodik erfolgte im Jahr 1981 durch MILLER et al. [MHG81]. Verwendet wurde die Simulationsmethodik für die Untersuchung von elektrooptischen Sensoren, Teleskopen und Interferometern im Bereich der Raumfahrt.

Bei der Implementierung einer automatisierten optomechanischen Simulationsmethodik müssen die spezifischen Anforderungen der unterschiedlichen Simulationsprogramme berücksichtigt werden. Beispielsweise muss die Modellerstellung, die Simulationsdurchführung, die Ergebnisaufbereitung sowie der Datenimport und -export individuell an die verwendeten Programme und Skripte angepasst werden. Durch die zahlreichen Möglichkeiten verschiedene Programme miteinander zu koppeln sind optomechanische Simulationsmethodiken generell schlecht auf andere Anwendungsfälle übertragbar.

Eine Möglichkeit dieser Herausforderung zu begegnen ist die Nutzung des kommerziellen Programms *SigFit*. Das speziell für die optomechanische Kopplung entwickelte Programm bietet Schnittstellen zu diversen Simulationsprogrammen und kann für die Datenaufbereitung und den Datentransfer verwendet werden [GMD02]. Als weitere Alternative stehen darüber hinaus kommerzielle Softwareplattformen zur Verfügung, die sich zusätzlich um die Automatisierung des Prozessablaufs kümmern [SB13b].

1.3 Zielsetzung der Arbeit

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung und experimentelle Verifizierung einer optomechanischen Simulationsmethodik um den Einfluss mechanischer Lasten auf die optische Performance eines Head-Up-Displays vorherzusagen. Typischerweise werden optomechanische Simulationen für die Entwicklung von Teleskopen, Messsystemen oder Lasersystemen mit hohen optischen Anforderungen verwendet [Kas15]. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Idee der optomechanischen Simulation auf Head-Up-Displays in Kraftfahrzeugen übertragen.

Kommerzielle Programme für den Datenaustausch zwischen den Simulationsprogrammen basieren stets auf Annahmen und Vereinfachungen. Da das Ziel eine grundlegende Untersuchung der optomechanischen Simulation von Head-Up-Displays beinhaltet, wird bewusst auf die Nutzung kommerzieller Programme für den Datenaustausch verzichtet. Stattdessen wird die Kopplung und der automatisierte Prozessablauf im Rahmen dieser Arbeit entwickelt.

Als Grundlage für die Entwicklung der Simulationsmethodik werden dreidimensionale CAD Modelle für die mechanischen Simulationen sowie optische Simulationsmodelle und Auswerteskripte für die Berechnungen der optischen Performance verwendet, welche bereits zu Beginn der Arbeit zur Verfügung standen .

Für die Optimierung der Simulationsmethodik werden sowohl die Simulationsprogramme als auch der Datentransfer hinsichtlich der Genauigkeit untersucht. Für die Auswahl der Oberflächenbeschreibungsmethode werden sowohl Polynome als auch Punktwolken auf regelmäßigem Raster generiert und hinsichtlich den für Head-Up-Displays relevanten Qualitätsmerkmalen bewertet.

Generell gibt es bei Head-Up-Displays für Kraftfahrzeuge zwei unterschiedliche Kategorien. Einfachere Systeme, welche lediglich ein gekrümmtes optisches Element verwenden, werden als Einspiegelsysteme bezeichnet. Ein transparentes optisches Element befindet sich im Sichtfeld des Fahrers und dient zur Projektion der Anzeige (siehe Abbildung 1.1).

Im Vergleich dazu werden bei Mehrspiegelsystemen mehrere gekrümmte optische Elemente verwendet. Typischerweise erfolgt die letzte Projektion der Anzeige über die Windschutzscheibe, wodurch der zusätzliche Spiegel vor der Windschutzscheibe entfallen kann. Die komplexeren Mehrspiegelsysteme ermöglichen mehr Freiheiten

bei der Auslegung des optischen Systems, reagieren jedoch sensibler auf Form- und Ausrichtungsabweichungen.

Die experimentelle Verifizierung der optomechanischen Simulationsmethodik hinsichtlich der relevanten Qualitätsmerkmale für Head-Up-Displays erfolgt anhand eines Einspiegelsystems. Im Vergleich zu Mehrspiegelsystemen bieten Einspiegelsysteme den großen Vorteil, dass es bei der Messung deutlich weniger Einflussfaktoren (bspw. Form- und Ausrichtungsabweichungen aller optischen Elemente) gibt. Um eine genaue und reproduzierbare Lastaufbringung sicherzustellen erfolgt die Verformung des gekrümmten optischen Elements durch eine statische Kraft, welche durch eine Einbaumessschraube aufgebracht wird.

Weiterhin wird die entwickelte Simulationsmethodik auf den komplexeren Fall eines Mehrspiegelsystems übertragen. Ziel ist hierbei die im Fahrbetrieb auftretenden thermischen und dynamischen Lastfälle zu simulieren sowie deren Auswirkung auf die optische Performance vorherzusagen und zu bewerten. Die mechanischen Lasten werden auf eine repräsentative Spiegelbaugruppe des optomechanischen Systems aufgebracht. Um möglichst valide Aussagen ableiten zu können, wird das mechanische Verhalten der Spiegelbaugruppe bei thermischen und dynamischen Lasten experimentell verifiziert.

Der Fokus dieser Arbeit liegt auf der mechanischen Verformung der optomechanischen Komponenten aufgrund von definierten mechanischen Lasten. Einflüsse von Feuchte oder Materialermüdung werden nicht berücksichtigt.

1.4 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit setzt sich aus insgesamt sieben Kapiteln zusammen. In Kapitel 2 werden die zum Verständnis notwendigen Grundlagen zusammengefasst. Zunächst werden die Grundlagen der Head-Up-Displays vorgestellt. Die optische Performance von Head-Up-Displays sowie die für diese Arbeit relevanten Aspekte werden anschließend erläutert. Abgeschlossen wird das Kapitel mit einer Einführung in die verwendeten Simulations- und Messmethoden.

In Kapitel 3 wird im Rahmen der Modellbildung auf die mechanischen und optischen Simulationsmodelle eingegangen. Nach der Beschreibung der Ansätze zur Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit wird die entwickelte optomechanische Simulationsmethodik vorgestellt.

Ein Überblick über das experimentelle Vorgehen wird in Kapitel 4 gegeben. Zunächst wird die Herstellung der Testmuster sowie die optische Vermessung beschrieben. Es folgt die Beschreibung der statischen Experimente auf Basis des Einspiegelsystems, die für die Verifizierung der Simulationsmethodik durchgeführt werden. Die Vorgehensweise der thermischen und dynamischen Experimente mit den Testmustern des

Mehrspiegelsystems wird anschließend erklärt.

In Kapitel 5 werden die optomechanischen Simulationsergebnisse betrachtet. Nach der numerischen Verifizierung der Simulationsmethodik werden die Ergebnisse der experimentellen Verifizierung auf Basis des Einspiegelsystems diskutiert. Anschließend wird der Übertrag der Simulationsmethodik auf das Mehrspiegelsystem vorgestellt. Sowohl für die thermischen als auch für die dynamischen Lasten werden die Ergebnisse der mechanischen Verifizierung präsentiert und die Auswirkung auf die optische Performance diskutiert.

Auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse wird in Kapitel 6 die beste Vorgehensweise für die Implementierung optomechanischer Simulationen beschrieben.

In Kapitel 7 werden abschließend die wesentlichen Ergebnisse der Arbeit zusammengefasst und Möglichkeiten zur Weiterarbeit aufgezeigt.

2 Theoretische Grundlagen

In diesem Kapitel wird auf die theoretischen Grundlagen der vorliegenden Arbeit eingegangen. Zunächst werden die Grundlagen und optischen Qualitätsmerkmale von Head-Up-Displays vorgestellt, welche stellvertretend für optomechanische Systeme in dieser Arbeit untersucht werden. Anschließend werden die verwendeten mechanischen und optischen Simulationmethoden beschrieben. Mit den Grundlagen der verwendeten Messprinzipien wird das Kapitel abgeschlossen.

2.1 Head-Up-Displays

Head-Up-Displays in Kraftfahrzeugen sind Anzeigesysteme, die fahrrelevante Informationen transparent über die Windschutzscheibe in das Sichtfeld des Fahrers projizieren. Typischerweise werden die aktuelle Fahrgeschwindigkeit, Navigationshinweise und Warnmeldungen dargestellt. Im Gegensatz zu Kombiinstrumenten ermöglichen Head-Up-Displays die Informationsaufnahme, ohne dass der Fahrer seinen Blick von der aktuellen Fahrsituation abwenden muss. Dies führt unmittelbar zu einer Erhöhung der Fahrsicherheit und des Fahrkomforts [Rei10].

Anstelle der Windschutzscheibe kann auch ein Zwischenspiegel, der sogenannte Combiner, für die Projektion verwendet werden. Der Combiner befindet sich zwischen der Windschutzscheibe und dem Lenkrad und ist wie die Windschutzscheibe teilreflektiv und transparent. Die Informationsdarstellung eines Head-Up-Display Systems mit Combiner ist in Abbildung 2.1 dargestellt [WHL15].



Abbildung 2.1: Informationsdarstellung eines Combiner Head-Up-Displays [PS16]

2.1.1 Funktionsprinzip

Grundlegend basiert ein Head-Up-Display auf dem Prinzip eines Spiegels. Ein Betrachter kann durch die Reflexion eines Spiegels ein Abbild eines Gegenstandes erkennen (vgl. Abbildung 2.2). Das menschliche Gehirn verlängert die Strahlen geradlinig, so dass sich der Gegenstand scheinbar hinter der Spiegelebene befindet. Die Abbildung durch den Spiegel wird virtuelles Bild genannt. Wird anstelle eines typischen Spiegels ein teildurchsichtiger Spiegel verwendet, wird das virtuelle Bild transparent mit dem dahinterliegenden Bildausschnitt überlagert. Nach diesem Prinzip werden mittels Head-Up-Displays fahrrelevante Informationen transparent mit der realen Fahrsituation überlagert.

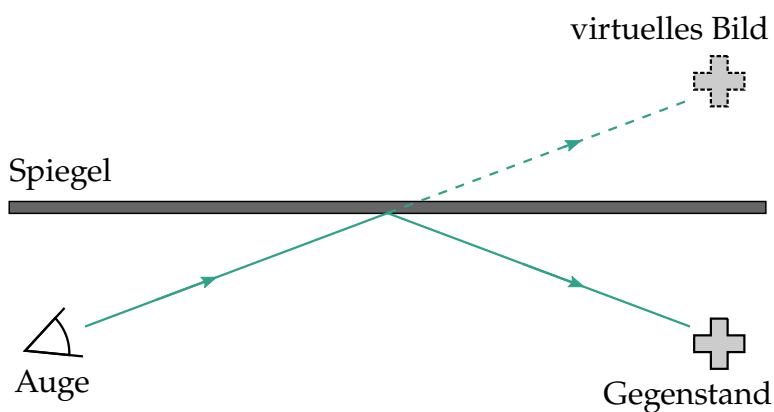


Abbildung 2.2: Prinzip des virtuellen Bildes

Nachvollziehen lässt sich die Funktionsweise eines Head-Up-Displays indem ein Smartphone bei Dunkelheit vorn auf das Amaturenbrett eines Fahrzeugs gelegt wird (vgl. Abbildung 2.3). Der Bildschirm des Smartphones wird an der Windschutzscheibe reflektiert. Das dadurch entstehende virtuelle Bild des Smartphones scheint über der Motorhaube zu schweben. Das virtuelle Bild wird in einer gewissen Entfernung der Windschutzscheibe scharf gesehen. Der Abstand des Auges zum virtuellen Bild wird als virtueller Bildabstand bezeichnet und ist eine charakteristische Größe von Head-Up-Displays.

Der Strahlengang wird durch die gekrümmte Form des Windschutzscheibe beeinflusst. Die dadurch resultierende Strahlformung führt einerseits dazu, dass das virtuelle Bild des Smartphones vergrößert erscheint. Andererseits wird durch die Krümmung die Entfernung des Smartphones zur Windschutzscheibe vergrößert. Dies verdeutlicht, dass die Strahlformung durch die optischen Elemente sowohl die Größe des virtuellen Bildes als auch den virtuellen Bildabstand beeinflusst.

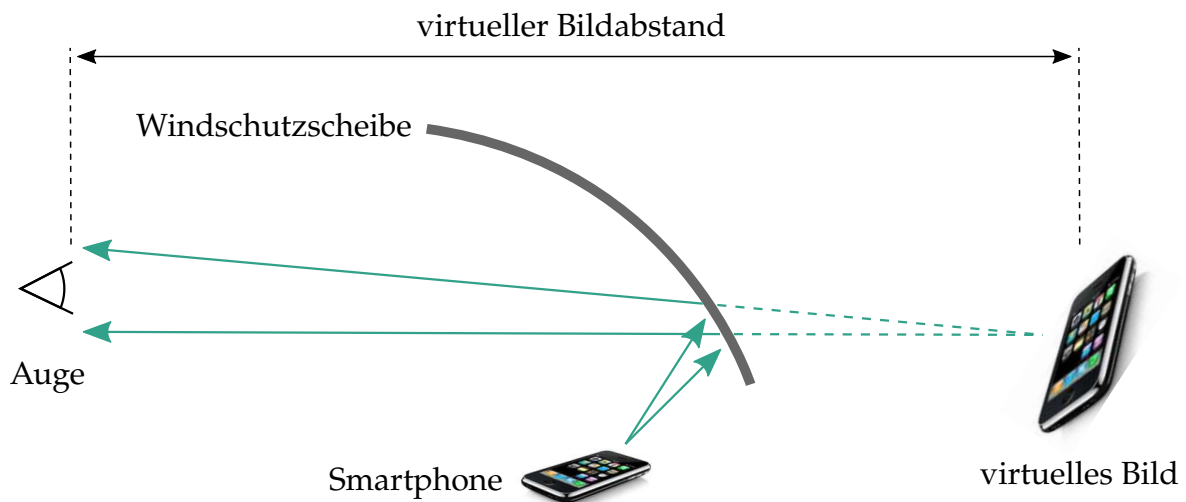


Abbildung 2.3: Verdeutlichung des Funktionsprinzips eines Head-Up-Displays mit einem Smartphone

2.1.2 Einspiegelsysteme

Head-Up-Display Systeme, die zur Strahlformung nur ein gekrümmtes optisches Element verwenden, werden als Einspiegelsysteme bezeichnet. Ein typisches Beispiel für ein Einspiegelsystem ist ein Combiner Head-Up-Display. Der Aufbau und die Funktionsweise eines Combiner Head-Up-Displays wird anhand Abbildung 2.4 erklärt.

Grundlegend besteht ein Head-Up-Display aus einer Bilderzeugungseinheit und einem optischen System. Das dargestellte Bild wird in der Bilderzeugungseinheit in der Regel dadurch generiert, dass eine Flüssigkristallanzeige (engl.: *liquid crystal display - LCD*) durch LEDs hinterleuchtet wird. Eine hohe Leuchtdichte zu erzeugen ist eine der zentralen Anforderungen an die Bilderzeugungseinheit, damit das virtuelle Bild auch bei hellen Lichtverhältnissen gut wahrgenommen werden kann. Das durch die Bilderzeugungseinheit generierte Bild wird weiterhin über den Combiner in das Auge des Fahrers projiziert. Durch die Krümmung des Combiners kann der virtuelle Bildabstand eingestellt werden, der für Einspiegelsysteme typischerweise zwischen zwei und drei Metern liegt. Die Größe des virtuellen Bildes wird durch die Krümmung und die Größe des Combiners definiert.

Durch die Höhe und Breite des Combiners ist der Strahlengang seitlich begrenzt. Dies führt dazu, dass das virtuelle Bild nur von einem bestimmten Bereich aus zu sehen ist. Diese sogenannte Eyebox umfasst den Bereich, in dem sich die Augen des Fahrers befinden müssen, um das komplette virtuelle Bild zu sehen. Am Rande der Eyebox wird das virtuelle Bild beschnitten. Die Eyebox wird größer als der Augenabstand ausgelegt, damit kleine horizontale und vertikale Kopfbewegungen nicht direkt zu einem merklichen Bildbeschnitt führen.

Die optimale Position der Eyebox variiert in vertikaler Richtung je nach Fahrergröße.

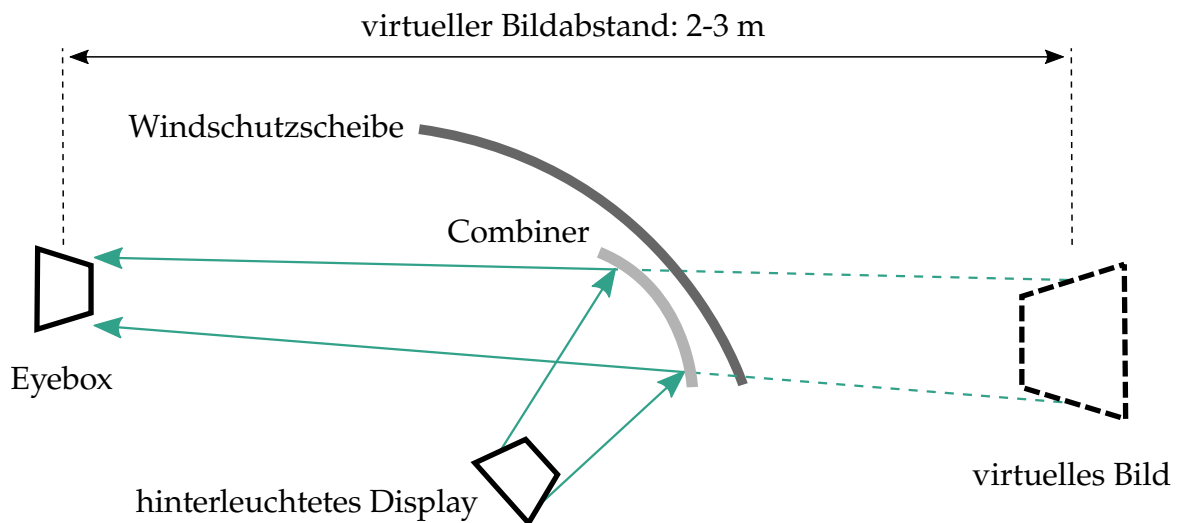


Abbildung 2.4: Funktionsprinzip eines Einspiegelsystems am Beispiel eines Combiner Head-Up-Displays

Analog dazu, dass ein Fahrer in einem neuen Auto den Rückspiegel individuell nach seinem Wunsch anpasst, muss die vertikale Lage der Eyebox manuell durch den Fahrer eingestellt werden. Die vertikale Positionierung der Eyebox erfolgt bei einem Combiner Head-Up-Display dadurch, dass die Neigung des Combiners in einem vorgegebenen Bereich eingestellt werden kann (vgl. Abbildung 2.5).

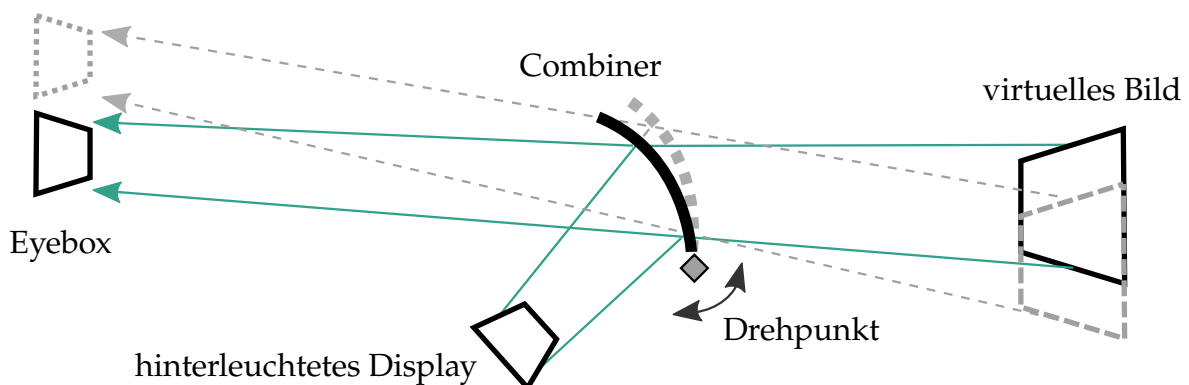


Abbildung 2.5: Vertikale Verschiebung der Eyebox durch die Rotation des Combiners

Combiner Head-Up-Display Systeme besitzen diverse Vor- und Nachteile im Vergleich zu Systemen, die als letztes reflektierendes Element die Windschutzscheibe nutzen. Ein wesentlicher Vorteil ist, dass der Combiner als optisches Element deutlich kleiner als die Windschutzscheibe ist und daher präziser hergestellt werden kann. Ein weiterer Vorteil ist, dass es unabhängig von der Windschutzscheibe ist und daher als unabhängiges System entwickelt und getestet werden kann. Daraus folgen auch die Vorteile, dass beschädigte Windschutzscheiben problemlos ausgetauscht werden können und

ein entwickeltes Combiner Head-Up-Display für unterschiedliche Fahrzeuge verwendet werden kann. Der größte Nachteil der Systeme ist, dass der zusätzliche Combiner als störendes Element im Fahrzeuginnenraum gesehen werden kann, was bei Premiumfahrzeugen häufig nicht akzeptiert wird.

Die Oberflächenform des Combiners wird während der Auslegung des optischen Systems hinsichtlich der optischen Performance und dem gewünschten virtuellem Bildabstand optimiert. Auf den Begriff der optischen Performance von Head-Up-Displays wird in Abschnitt 2.2 detailliert eingegangen. Die Oberflächenform des Combiners wird asphärisch genannt, da sie im Gegensatz zu sphärischen Formen nicht exakt durch eine Kugeloberfläche abgebildet werden kann [KJ78]. Die Windschutzscheibe ist ebenso asphärisch geformt.

Die Krümmung des Combiners führt dazu, dass das am Display dargestellte Bild im virtuellen Bild verzerrt erscheint. Die Verzerrung durch das optische System kann durch eine Vorverzerrung des angezeigten Bildes kompensiert werden (vgl. Abbildung 2.6). Ein korrekt vorverzerrtes Bild auf dem Display hat ein unverzerrtes virtuelles Bild zur Folge.

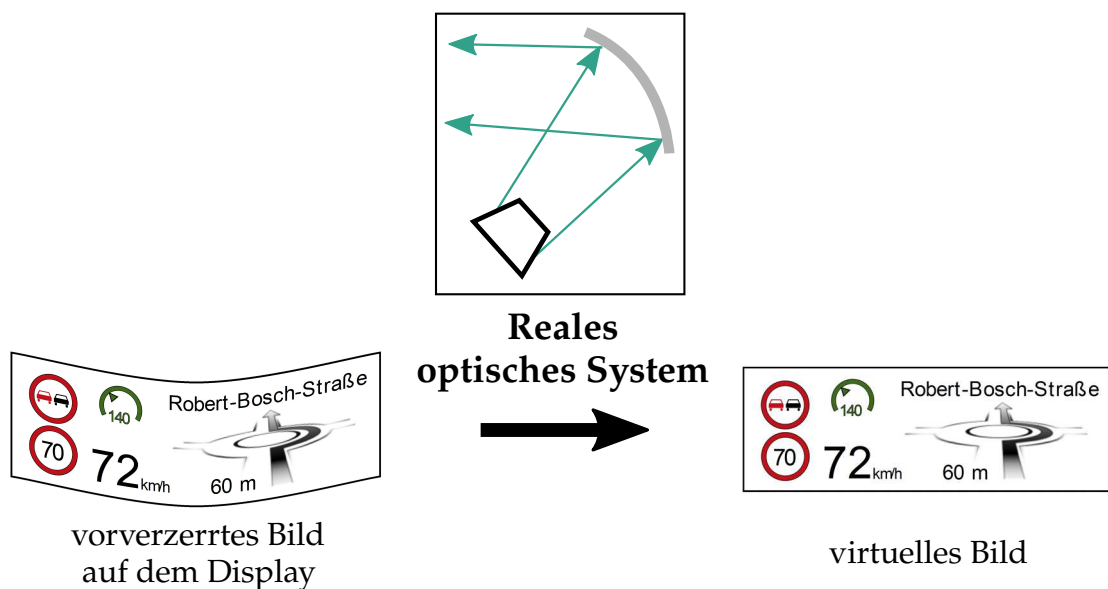


Abbildung 2.6: Funktionsweise der Vorverzerrung des Bildes auf dem Display

2.1.3 Mehrspiegelsysteme

Head-Up-Display Systeme, bei denen das optische System aus mindestens zwei gekrümmten Elementen besteht, werden als Mehrspiegelsysteme bezeichnet. Mehrspiegelsysteme nutzen als letztes reflektierendes Element typischerweise die Windschutzscheibe. Bei Windschutzscheiben Head-Up-Displays ist die Form der Windschutzscheibe durch den Fahrzeughersteller vorgegeben. Um den gewünschten virtuellen Bildabstand einstellen zu können ist demnach mindestens ein weiteres asphärisches Element zwingend erforderlich. Der virtuelle Bildabstand von Mehrspiegelsystemen beträgt typischerweise zwei bis zehn Meter. Durch weitere asphärische Elemente kann der Bau- raum reduziert und die optische Performance verbessert werden, was insbesondere bei Systemen mit größeren virtuellen Bildabständen relevant wird.

Die prinzipielle Funktionsweise eines Mehrspiegelsystems ist in Abbildung 2.7 am Beispiel eines Windschutzscheiben Head-Up-Displays dargestellt. Das exemplarische System besteht neben der Windschutzscheibe aus zwei zusätzlichen asphärischen Spiegeln. Die Spiegelbezeichnungen sind entgegen dem realen Strahlverlauf so definiert, dass der nächste Spiegel an der Windschutzscheibe als Spiegel 1 bezeichnet wird. Das Bild wird analog zum Combiner Head-Up-Display in der Bilderzeugungseinheit generiert, über zwei asphärische Spiegel innerhalb des Head-Up-Display Systems und schließlich über die Windschutzscheibe in das Auge des Fahrers projiziert. Die vertikale Anpassung der Eyebox an unterschiedliche Fahrergrößen erfolgt typischerweise durch eine Rotation von Spiegel 1.

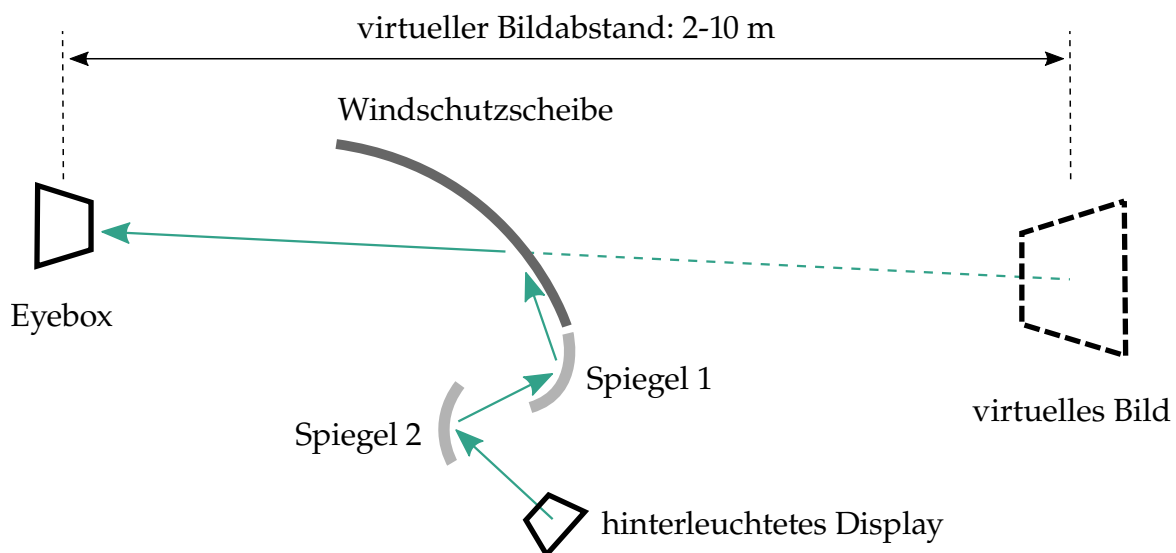


Abbildung 2.7: Funktionsprinzip eines Mehrspiegelsystems am Beispiel eines Windschutzscheiben Head-Up-Displays

Mehrspiegelsysteme, die als letztes reflektierendes Element die Windschutzscheibe verwenden, besitzen gegenüber Combiner Head-Up-Displays den Vorteil, dass der zusätzliche Combiner im Fahrzeuginnenraum entfällt. Da der Trend zukünftiger Head-Up-Displays in die Richtung größerer virtueller Bilder geht, fällt dieser Punkt umso mehr ins Gewicht. Nachteilig an den Systemen mit Windschutzscheiben ist die Tatsache, dass die optische Performance unmittelbar von der Windschutzscheibenform abhängt, welche vergleichsweise großen Fertigungstoleranzen unterliegt. Dies führt wiederum dazu, dass die Bewertung der optischen Performance simulativ und experimentell komplexer wird.

Aktuell befinden sich sogenannte Augmented Reality Head-Up-Displays für Kraftfahrzeuge in der Entwicklung. Diese Systeme projizieren relevante Informationen ortskorrekt in das Sichtfeld des Fahrers, wodurch sich neue Möglichkeiten für die Darstellung bieten. Beispielsweise können Navigationshinweise direkt als farbige Fläche mit der Straße überlagert werden (vgl. Abbildung 2.8). Außerdem ist es möglich Gefahrenstellen, Fahrbahnsuren oder voranfahrende Fahrzeuge in Echtzeit zu markieren. Dadurch wird die Informationsaufnahme durch den Fahrer intuitiver, was zu einer weiteren Erhöhung der Fahrsicherheit und des Komforts beiträgt. Zudem kann durch diese intuitive Informationsdarstellungen Vertrauen in die Umgebungssensierung des Fahrzeugs gewonnen werden, was beim Übergang zum autonomen Fahren immens wichtig ist [GFK14].



Abbildung 2.8: Ortskorrekte Darstellung eines Navigationshinweises durch ein Augmented Reality Head-Up-Display [GFK14]

Die erweiterte Funktionalität von Augmented Reality Head-Up-Displays stellt neue Anforderungen an die Mechanik, die Optik sowie die Software des Systems. Beispielsweise besitzen diese Systeme größere virtuelle Bilder, um interaktive Informationen sinnvoll mit der Umgebung überlagern zu können. Außerdem beträgt der virtuelle Bildabstand mindestens sieben Meter, damit der Fahrer das Fernfeld und das virtuelle Bild gleichzeitig scharf wahrnehmen kann. Diese beiden Anforderungen führen zu

einer erhöhten Komplexität des optischen Systems und zu größeren Spiegeln mit größeren Vergrößerungsfaktoren. Für das System bedeutet das wiederum, dass es kritischer hinsichtlich Form- und Lagetoleranzen und entsprechend auch kritischer hinsichtlich mechanischer Lasten wird.

2.1.4 Koordinatensysteme

Nachfolgend werden die für diese Arbeit relevanten Koordinatensysteme eingeführt. Das Fahrzeugkoordinatensystem nach ISO 8855 [ISO13] ist in Abbildung 2.9 dargestellt. Die X-Achse zeigt in Fahrtrichtung, die Y-Achse quer zur Fahrtrichtung und die Z-Achse nach oben.

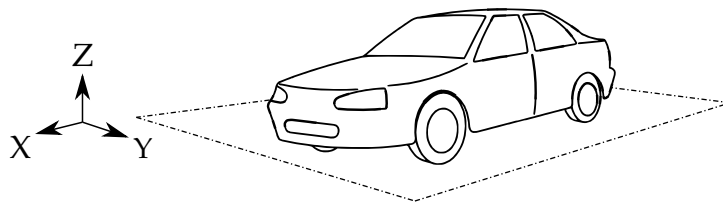


Abbildung 2.9: Fahrzeugkoordinatensystem nach ISO 8855 [ISO13]

Die Oberflächenform der Spiegel werden im Spiegelkoordinatensystem beschrieben. Exemplarisch ist das Spiegelkoordinatensystem eines Combiners in Abbildung 2.10 abgebildet. Der mittlere Strahl des einfallenden Strahlkegels wird Mittenstrahl genannt. Der Ursprung des Spiegelkoordinatensystems befindet sich an dem Schnittpunkt des Mittenstrahls und der Spiegeloberfläche. Die X_S -Achse liegt horizontal und die Y_S -Achse liegt vertikal in der Spiegelebene, wohingegen die Z_S -Achse normal auf der Spiegelebene steht.

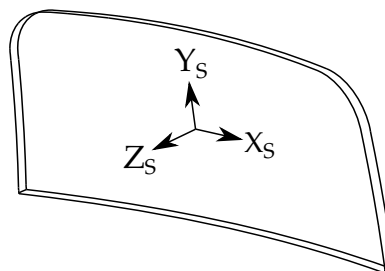


Abbildung 2.10: Spiegelkoordinatensystem am Beispiel eines Combiners

Das Koordinatensystem des virtuellen Bildes ist in Abbildung 2.11 dargestellt und dient der Beschreibung des Verzerrungszustands. Die X_V -Achse liegt horizontal und die Y_V -Achse vertikal im virtuellen Bild.

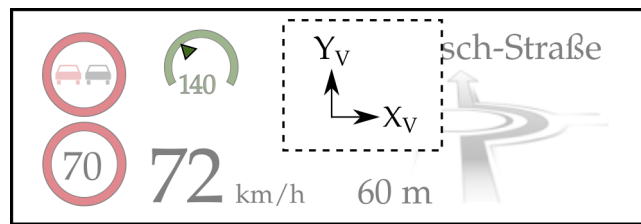


Abbildung 2.11: Koordinatensystem des virtuellen Bildes

Eine Übersicht der beschriebenen Koordinatensysteme und die relative Lage zueinander ist in Abbildung 2.12 gezeigt.

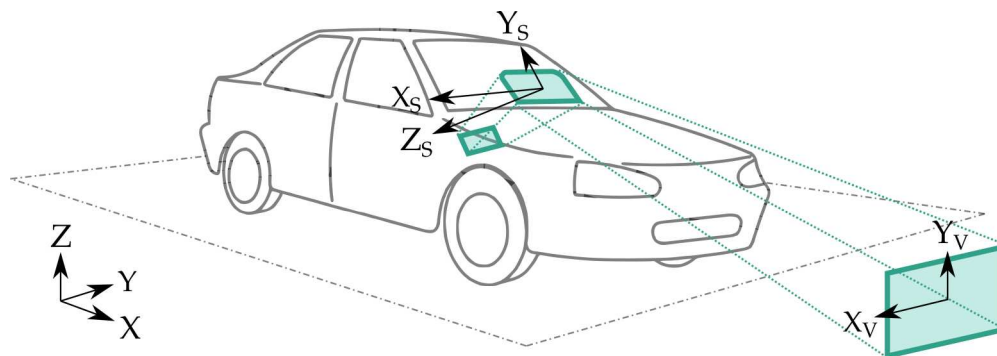


Abbildung 2.12: Übersicht der relevanten Koordinatensysteme

2.2 Optische Performance von Head-Up-Displays

Generell ist es das Ziel eines Head-Up-Displays ein gut erkennbares virtuelles Bild darzustellen. Die Qualität des virtuellen Bildes hängt vom subjektiven Empfinden ab, es wird also von jedem Menschen unterschiedlich wahrgenommen. Um dennoch die optische Performance eines Head-Up-Displays objektiv vergleichbar zu machen und spezifizieren zu können, werden diverse Bewertungsparameter verwendet. Für diese Parameter werden typischerweise tolerierbare Grenzwerte spezifiziert, die das System unter realen Bedingungen erfüllen muss. Die Grenzwerte sind abhängig vom subjektiven Empfinden und werden durch Nutzerstudien ermittelt.

Bei der Optikentwicklung wird zwischen der Beleuchtungsoptik und der Abbildungsoptik unterschieden. Die Beleuchtungsoptik geht der Frage nach, wie die Bilderzeugungseinheit unter den gegebenen Randbedingungen optimal ausgelegt wird. Hingegen ist das Ziel der Abbildungsoptik die Anordnung und Form der optischen Elemente optimal auszulegen.

In den nachfolgenden Abschnitten werden ausgewählte Bewertungsparameter der Beleuchtungs- und der Abbildungsoptik vorgestellt. Anschließend werden die für diese Arbeit relevanten Verzerrungsparameter des virtuellen Bildes eingeführt.

2.2.1 Beleuchtungsoptik

Das virtuelle Bild soll in allen Fahrsituationen scharf und klar ablesbar sein. Daraus folgt als Anforderung, dass die Leuchtdichte des virtuellen Bildes ausreichend hoch sein muss, damit es auch bei grellem Sonnenlicht hell genug ist. Herausfordernd ist dabei insbesondere die Tatsache, dass prozentual wenig Licht durch das hinterleuchtete Display transmittiert. Die Leuchtdichte lässt sich bis zu einem gewissen Grad durch eine Optimierung der Bilderzeugungseinheit erhöhen. Als weitere Ansätze sind die Erhöhung der Reflexivität der Spiegel und alternative Displaytechnologien zu nennen. Neben einer hohen maximalen Leuchtdichte muss die Helligkeit auch so weit gedrosselt werden können, damit das virtuelle Bild in der Nacht angenehm hell ist und den Fahrer nicht blendet.

Weitere Bewertungsparameter sind die Homogenität und der Kontrast des virtuellen Bildes. Mit diesen Parameter wird sichergestellt, dass das vom Fahrer gesehene Bild über die gesamte Fläche gut ablesbar ist und nicht als störend wahrgenommen wird. Aus den gleichen Gründen werden diese Parameter zur Bewertung von Displays in Smartphones und Fernsehern herangezogen.

Die Homogenität beschreibt, inwiefern die Leuchtdichte über der Position auf dem Display variiert. Im Idealfall ist bei Anzeige eines komplett weißen Bildes auf dem Display das virtuelle Bild überall gleich hell. Exemplarisch ist in Abbildung 2.13a ein virtuelles Bild mit guter und schlechter Homogenität dargestellt. Die Leuchtdichte bei schlechter Homogenität nimmt zu den Ecken hin markant ab.

Der Kontrast beschreibt den Unterschied zwischen hellen und dunklen Bereichen bzw. zwischen Bereichen mit hohen und niedrigen Leuchtdichten. Zur Verdeutlichung des Kontrastes ist in Abbildung 2.13b ein Bild mit hohem und niedrigem Kontrast dargestellt.

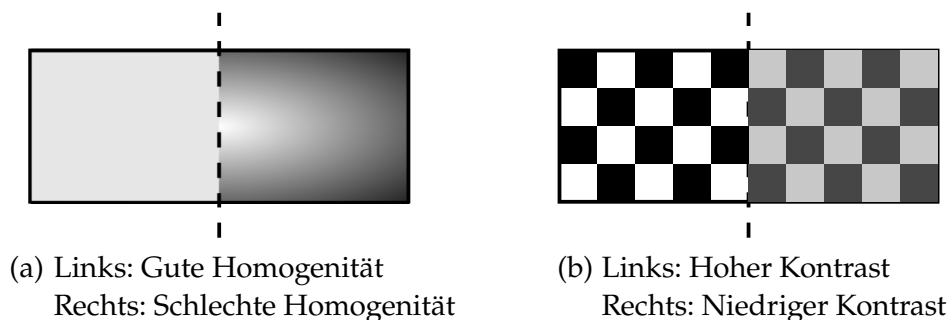


Abbildung 2.13: Beispielhafte Verdeutlichung zweier Beleuchtungsparameter

2.2.2 Abbildungsoptik

Bewertungsparameter aus dem Bereich der Abbildungsoptik sind beispielsweise der virtuelle Bildabstand oder die Größe des virtuellen Bildes. Diese Parameter werden durch die Anordnung und Form der optischen Elemente definiert. Formabweichungen der optischen Elemente, die beispielsweise durch Fertigungstoleranzen bedingt sind, haben demnach unmittelbaren Einfluss auf diese Bewertungsparameter und müssen im realen System nachgeprüft werden.

Ein zentraler Punkt der Abbildungsoptik ist die Sicherstellung der Abbildungsqualität. Verschiedene physikalische Effekte bei der Strahlformung durch ein optisches System führen zu Abbildungsfehlern, die auch als Abberationen bezeichnet werden [Kas15]. Optische Systeme mit Abbildungsfehlern haben unscharfe und verzerrte Bilder zur Folge. Exemplarisch wird der in Abbildung 2.14 dargestellte Abbildungsfehler der sphärischen Abberation erklärt. Trifft ein Bündel von Lichtstrahlen parallel zur optischen Achse auf eine sphärische Linse, so schneiden sich alle Strahlen im idealisierten Modell im Brennpunkt der Linse. In der Realität werden achснаhe Strahlen (h_1) durch eine sphärische Linse schwächer gebrochen als achsferne Strahlen (h_2). Die dadurch resultierenden unterschiedlichen Brennweiten ($f(h_1)$ und $f(h_2)$) führen dazu, dass der Brennpunkt zu einem Brennereich Δf verschmiert, was ein unscharfes Bild zur Folge hat [Ger16].

Weitere Abbildungsfehler sind beispielsweise Astigmatismus, Bildfeldwölbung, Koma oder Verzerrungen. Für detaillierte Beschreibungen wird auf [Kas11] verwiesen.

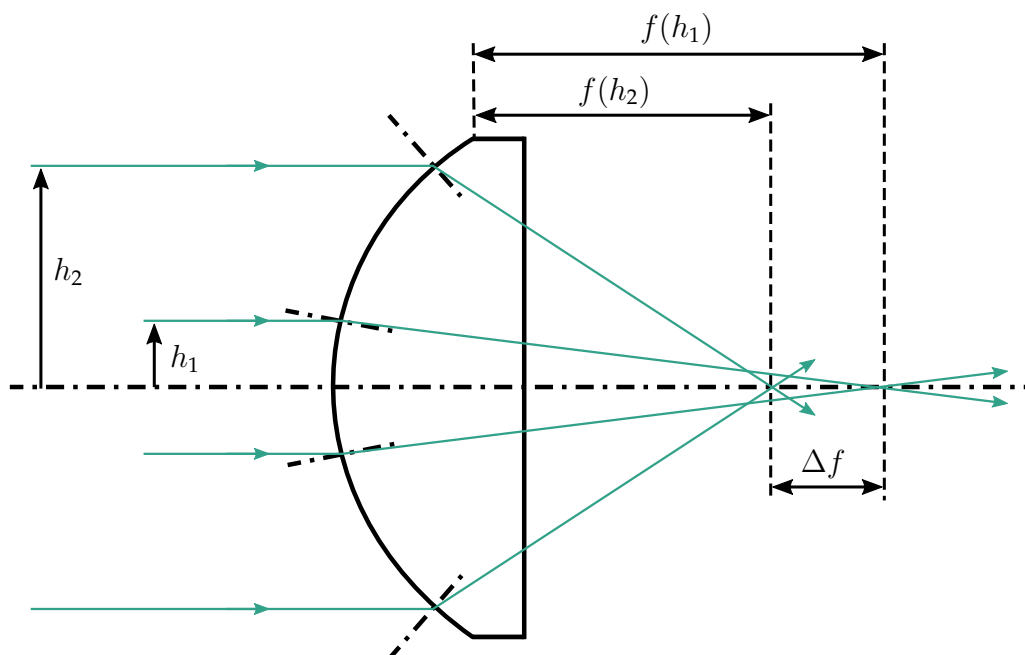


Abbildung 2.14: Abbildungsfehler der sphärischen Abberation [Ger16]

In dieser Arbeit wird der Einfluss mechanischer Lasten auf die optische Performance eines Head-Up-Displays untersucht. Mechanische Deformationen von Spiegeloberflächen beeinflussen den virtuellen Bildabstand sowie die Größe und den Verzerrungszustand des virtuellen Bildes. Ein veränderter virtueller Bildabstand wirkt sich vergleichsweise gering aus, da die Augen des Fahrers bei jedem Blick auf das virtuelle Bild automatisch auf den momentanen Bildabstand scharf stellen. Im Gegensatz dazu reagiert die menschliche Wahrnehmung sehr sensitiv auf den Effekt der optischen Verzerrung [EE07]. Aus diesem Grund wird im Rahmen dieser Arbeit lediglich der Verzerrungszustand des virtuellen Bildes als Bewertungskriterium für die optische Performance verwendet.

2.2.3 Verzerrungsparameter des virtuellen Bildes

Zur objektiven und eindeutigen Beschreibung des Verzerrungszustands eines virtuellen Bildes werden speziell dafür definierte Verzerrungsparameter verwendet. Es gibt insgesamt mehr als 20 definierte Parameter zur vollständigen Beschreibung des Verzerrungszustands. In dieser Arbeit werden repräsentativ drei Verzerrungsparameter betrachtet, für die ein deutlicher Einfluss ($>10\%$) durch die aufgebrachten mechanischen Lasten erwartet wird.

Zur Bestimmung der Verzerrungsparameter wird das in Abbildung 2.15 dargestellte Testbild im virtuellen Bild dargestellt. Im Idealfall eines unverzerrten Bildes ist das Testbild ein gleichmäßiges Raster aus Punkten und Linien.

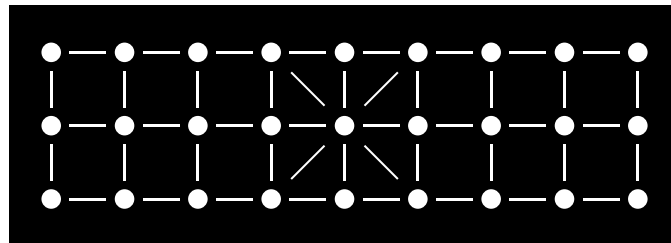


Abbildung 2.15: Ideales Testbild zur Bestimmung der Verzerrungsparameter

Für die Erklärung der drei ausgewählten Verzerrungsparameter ist ein generisch verzerrtes Testbild in Abbildung 2.16 abgebildet. Der Verzerrungsparameter der **Rotation** repräsentiert die Verdrehung des virtuellen Bildes. Zur Bestimmung der Rotation wird eine Ausgleichsgerade durch die neun mittleren horizontalen Punkte gelegt. Der Winkel zwischen der Ausgleichsgeraden und der Horizontalen entspricht der Rotation. Die Einheit beträgt Grad.

Die horizontale Verzerrung des virtuellen Bildes wird durch den Verzerrungsparameter der **X_v-Verzerrung** beschrieben. Analog wird zur Bestimmung eine Ausgleichsgerade durch die drei linken vertikalen Punkte gelegt. Der Winkel der Ausgleichsgeraden zur

Vertikalen entspricht der X_V -Verzerrung in Grad.

Der Verzerrungsparameter der **Y_V -Verzerrung** repräsentiert die Verzerrung in vertikaler Richtung. Der Winkel zwischen der Ausgleichsgeraden durch die unteren neun Punkte und der Horizontalen entspricht der Y_V -Verzerrung in Grad.

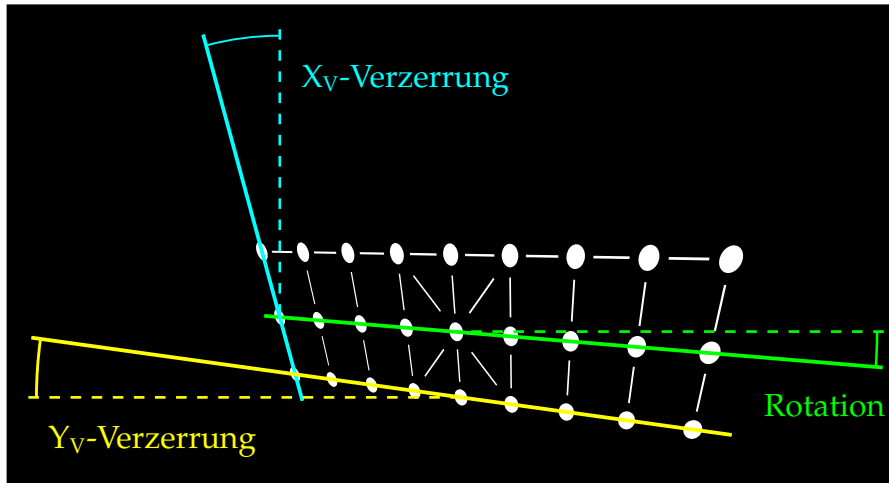


Abbildung 2.16: Generisch verzerrtes Testbild zur Veranschaulichung der Verzerrungsparameter

Weitere Verzerrungsparameter beschreiben beispielsweise die Trapez-Verzerrung oder die Größe des virtuellen Bildes.

2.2.4 Einfluss der Eyebox

Innerhalb der Eyebox ist das virtuelle Bild eines Head-Up-Displays unbeschnitten zu sehen. Bewegungen der Augen innerhalb der Eyebox führen jedoch dazu, dass sich die Auftreffpunkte der Strahlen auf den Spiegeloberflächen verschieben und die Strahlen nicht mehr in die optimale Richtung reflektiert werden. Dieser physikalische Effekt führt dazu, dass der Verzerrungszustand des virtuellen Bildes über unterschiedliche Eyeboxpositionen variiert. Zur besseren Veranschaulichung ist der beschriebene Einfluss der Eyebox in Abbildung 2.17 überhöht dargestellt.

Der Effekt ist durch die festgelegte Größe der Eyebox bedingt. Je größer die Eyebox, desto leichter ist es für den Fahrer die Augen innerhalb der Eyebox zu belassen, aber desto größer werden auch die Spiegel und der Bauraum des Gesamtsystems.

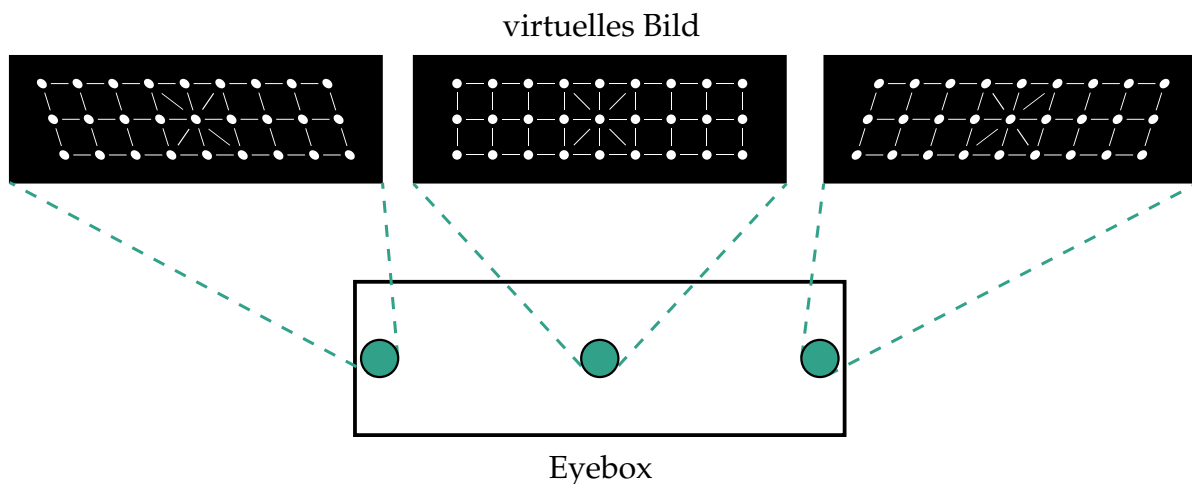


Abbildung 2.17: Einfluss der Eyeboxposition auf den Verzerrungszustand des virtuellen Bildes

2.2.5 Verzerrungsparameter eines Gesamtsystems

Das optische System wird typischerweise auf die Verzerrungsparameter des virtuellen Bildes in der mittleren Eyeboxposition optimiert. Zum Rand der Eyebox werden die Verzerrungsparameter größer und das virtuelle Bild verzerrt sich zunehmend. Aufgrund des Einflusses der Eyebox werden deshalb die Verzerrungsparameter des Gesamtsystems nach folgender Vorgehensweise bestimmt.

Zunächst werden alle Verzerrungsparameter für alle vorab definierten Eyeboxpositionen sequentiell ermittelt. Diese Ergebnisse werden Single-Eyebbox Verzerrungsparameter genannt. Die Verzerrungsparameter des Gesamtsystems ergeben sich weiterhin daraus, dass die höchsten Werte je Parameter zusammengetragen werden. Aufgrund dieser Vorgehensweise entsprechen die Verzerrungsparameter des Gesamtsystems einem theoretischen worst-case Verzerrungszustand.

Zur besseren Nachvollziehbarkeit ist die Vorgehensweise zur Bestimmung der Verzerrungsparameter des Gesamtsystems in Abbildung 2.18 dargestellt. Die Werte sind dabei willkürlich gewählt und dienen nur dem Zweck der Nachvollziehbarkeit. Die Verzerrungsparameter eines Gesamtsystems, im weiteren Verlauf der Arbeit als Verzerrungsparameter abgekürzt, sind exemplarisch in Abbildung 2.19 abgebildet. Die Werte sind auf willkürliche Einheiten (engl.: Arbitrary Units - a.u.) skaliert. Durch die worst-case Betrachtung über die gesamte Eyebox ist das virtuelle Bild bereits bei einem nominalen System verzerrt. Dieser Grundverzerrungszustand ist Folge des Einflusses der Eyebox und wird während der Auslegung optimiert. Fertigungstoleranzen und mechanische Lasten erhöhen im Normalfall die Verzerrungsparameter.

Das Balkendiagramm zeigt, dass die einzelnen Verzerrungsparameter des Systems im Nominalzustand deutlich voneinander abweichen. Das virtuelle Bild verzerrt sich

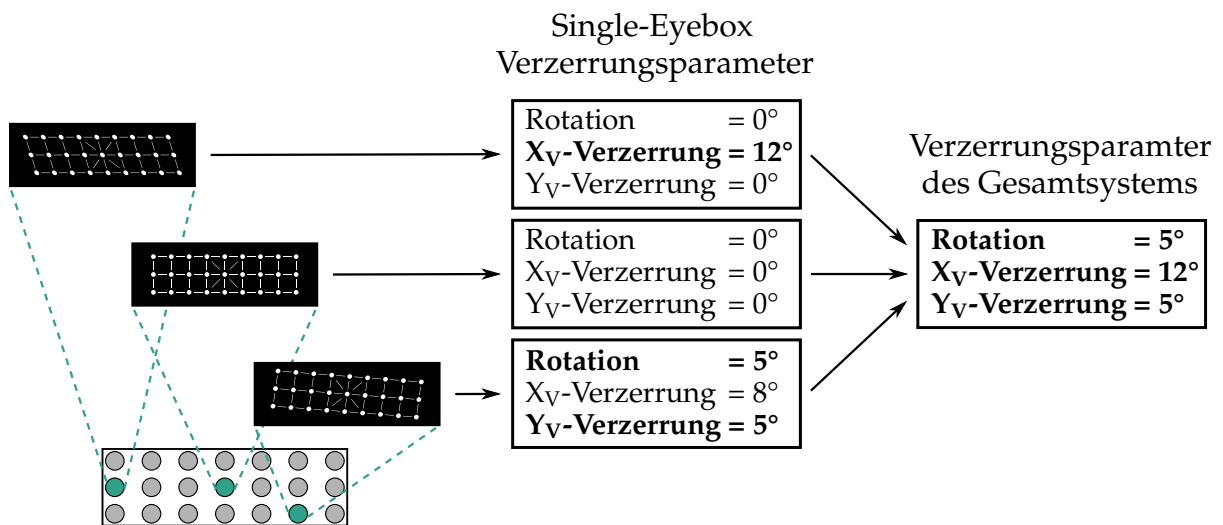


Abbildung 2.18: Vorgehensweise zur Bestimmung der Verzerrungsparameter eines Gesamtsystems

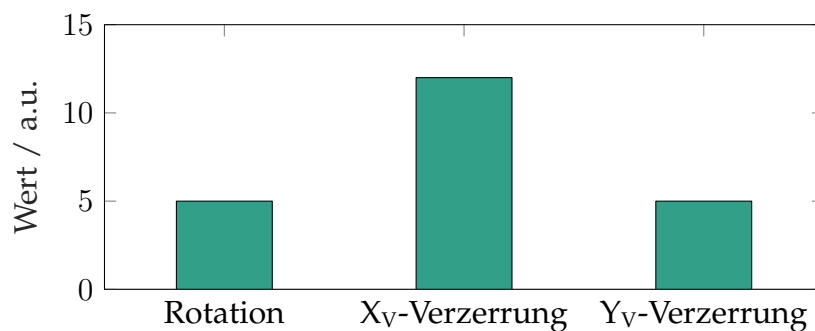


Abbildung 2.19: Exemplarische Darstellung der Verzerrungsparameter eines gesamten Head-Up-Display Systems

mehr in X_V-Richtung als in Y_V-Richtung. Dies liegt unter anderem daran, dass die Eyebbox des Systems deutlich breiter als hoch ist.

2.3 Simulation

Die kostenintensive und zeitaufwändige Nutzung von Prototypen wird in der Entwicklung zunehmend durch den Einsatz von Simulationen ersetzt. Bei der Entwicklung von Head-Up-Displays, bei denen die Windschutzscheibe erst spät verfügbar ist und die Vermessung der optischen Performance im Gesamtsystem sehr aufwändig ist, haben Simulationen einen besonders hohen Stellenwert. Aktuell basiert bereits die Auslegung des optischen Systems auf optischen Simulationen. Auch mechanische Simulationen

zur Absicherung der mechanischen Zuverlässigkeit gehören zum Standard. Der Neuheitsgrad dieser Arbeit liegt in der Kopplung der mechanischen und der optischen Simulation, um bereits in frühen Entwicklungsphasen die Auswirkung mechanischer Lasten auf die optische Performance bewerten zu können.

In diesem Unterkapitel werden die Grundlagen der Finite-Elemente-Methode (FEM) für die Simulation des mechanischen Verhaltens unter statischen, thermischen und dynamischen Lasten beschrieben. Danach wird die Funktionsweise der optischen Simulation mittels Raytracing (deutsch: *Strahlverfolgung*) vorgestellt.

2.3.1 Finite-Elemente-Methode

Die FEM ist ein numerisches Näherungsverfahren für physikalische Aufgabenstellungen. Es basiert auf der Diskretisierung des gesamten Untersuchungsgebiets in kleine Teilgebiete endlicher Anzahl, den sogenannten finiten Elementen. Das physikalische Verhalten der Elemente kann durch Ansatzfunktionen niedriger Ordnung beschrieben werden. Die Näherungslösung des Gesamtgebiets setzt sich entsprechend aus den Lösungen aller Elemente zusammen [MG97].

Die Ansatzfunktionen sind so geartet, dass sie an den Elementgrenzen stetig an die Nachbarelemente anschließen. Die Eckpunkte der Elemente, die auch zur Verbindung mit den Nachbarelementen dienen, werden als Knoten bezeichnet. Für die unbekanntenen Koeffizienten der Ansatzfunktionen werden mechanisch deutbare Größen eingeführt, welche die Freiheitsgrade des Elements repräsentieren. Für den Fall einer dreidimensionalen Festigkeitsberechnung besitzt jeder Knoten eines Elements typischerweise drei Freiheitsgrade, die den Verschiebungen in den drei Raumrichtungen entsprechen. Je nach physikalischer Aufgabenstellung werden unterschiedliche Ansätze für das Aufstellen des Gleichungssystems des Gesamtgebiets herangezogen. Beispielsweise kann für die statische Analyse das Prinzip vom Minimum der potentiellen Energie verwendet werden. Das Prinzip besagt, dass die potentielle Energie des Gesamtgebiets im Gleichgewichtszustand ein Minimum annimmt [MG97]. Für den dynamischen Fall kann mit dem Prinzip von Hamilton die allgemeine Bewegungsdifferentialgleichung eines Mehrmassenschwingers aufgestellt werden [MG08]

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [C]\{\dot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = \{F(t)\}. \quad (2.1)$$

Der Knotenverschiebungsvektor $\{u\}$ beinhaltet alle Freiheitsgrade des Gesamtsystems. Die Massenmatrix $[M]$, die Dämpfungsmatrix $[C]$ sowie die Steifigkeitsmatrix $[K]$ werden aus den Geometrie- und Materialdaten abgeleitet. $\{F\}$ beschreibt den an den Knoten angreifenden Kraftvektor, der sowohl die extern aufgebrachten Kräfte als auch die sich aus Randbedingungen ergebenden Kräfte beinhaltet [MG08].

Wie Gleichung (2.1) zu entnehmen ist, hängt die Größe des Gleichungssystems und die damit verbundene Rechenzeit mit der Anzahl der Elemente zusammen. Daraus ergibt

sich ein Vorteil der FEM, dass die Rechenzeit und die Genauigkeit der Simulation an die jeweilige Fragestellung angepasst werden kann [MG97]. Nachfolgend werden die Analysemethoden der untersuchten physikalischen Fragestellungen vorgestellt.

Statische Analyse

Für die Simulation einer statischen Verformung mit $\{F(t)\} = \{F\} = konst.$ vereinfacht sich Gleichung (2.1) zu [MG97]

$$[K]\{u\} = \{F\}. \quad (2.2)$$

Die Berechnung der Verformung aufgrund thermischer Wärmeausdehnung kann als Erweiterung der statischen Analyse angesehen werden. Für die Wärmeausdehnung gilt

$$\epsilon_t = \alpha \Delta T, \quad (2.3)$$

wobei α den linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten und ΔT die Temperaturänderung beschreiben. Weiterhin kann die Wärmeausdehnung in den Kraftvektor $\{F_T\}$ umgerechnet und als zusätzliche Last auf der rechten Seite des Gleichungssystems berücksichtigt werden [Bat96]

$$[K]\{u\} = \{F\} + \{F_T\}. \quad (2.4)$$

Modalanalyse

Bei der Modalanalyse werden die Eigenwerte und Eigenvektoren der Struktur im unbelasteten und ungedämpften Zustand berechnet. Gleichung (2.1) vereinfacht sich entsprechend zu [MG08]

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = \{0\}. \quad (2.5)$$

Für die Beschreibung der harmonisch schwingenden Knotenauslenkungen wird folgender Ansatz gewählt [MG08]

$$\{u(t)\} = \{\varphi\}_i \cos(\omega_i t). \quad (2.6)$$

Die zeitliche Bewegung der Knoten wird damit als Funktion der Eigenkreisfrequenzen ω_i und der dazugehörigen Eigenvektoren $\{\varphi\}_i$ ausgedrückt. Gleichung (2.6) in Gleichung (2.5) eingesetzt führt zu

$$(-\omega_i^2 [M] + [K])\{\varphi\}_i = 0. \quad (2.7)$$

Die triviale Lösung $\{\varphi\}_i = 0$ ist nicht weiter von Interesse. Nichttriviale Lösungen ergeben sich, wenn die Determinante des Gleichungssystems Null ist [MG08]

$$\det(-\omega_i^2[M] + [K]) = 0. \quad (2.8)$$

Aus den ermittelten Eigenkreisfrequenzen können mit Gleichung (2.7) anschließend die dazugehörigen Eigenvektoren berechnet werden.

Frequenzganganalyse

Bei harmonisch aufgebrachtten Belastungen bietet sich eine Frequenzganganalyse an, die im Gegensatz zur transienten Berechnung weniger zeitaufwändig ist. Daraus resultiert die Schwingungsform der Struktur im eingeschwungenen Zustand.

Die zeitlichen Verläufe des Kraft- und des Knotenauslenkungsvektors werden als komplexzahlige Vektoren beschrieben. Bei vordefinierten Eigenkreisfrequenzen können die Massen-, die Dämpfungs- und die Steifigkeitsmatrizen zu einer äquivalenten Steifigkeitsmatrix $[K^{eq}]$ zusammengefasst werden. Damit ergibt sich folgendes Gleichungssystem [MG08]

$$[K^{eq}](\{u_r\} + i\{u_i\}) = \{F_r\} + i\{F_i\}. \quad (2.9)$$

Die Indizes r und i beschreiben dabei jeweils den Real- bzw. den Imaginärteil der Vektoren.

Die Lösung dieses Gleichungssystems basiert im Rahmen dieser Arbeit auf dem Prinzip der modalen Superposition. Die Grundidee dieses Prinzips ist, dass das dynamische Strukturverhalten durch eine Überlagerung der Eigenmoden beschrieben werden kann. Es handelt sich folglich um ein Verfahren, das auf den Simulationsergebnissen der Modalanalyse aufsetzt. Da höhere Moden meist unbedeutend sind, kann die Anzahl der Eigenmoden reduziert werden, was gleichermaßen die Anzahl der Freiheitsgrade reduziert [MG08].

Mathematisch werden die extrahierten Eigenvektoren zu einer Transformationsmatrix zusammengefasst, die das Gleichungssystem in den Modalraum transformiert und entkoppelt. Die Lösung dieser entkoppelten Gleichungen wird über alle Eigenmoden aufsummiert und entspricht der Strukturbewegung im Modalraum, welche abschließend zurück in den Ortsraum transferiert wird [MG08].

2.3.2 Raytracing

Die optische Raytracing Simulation basiert auf den Gesetzen der geometrischen Optik, bei der das einfallende Licht durch einzelne Strahlen modelliert wird. Die Strahlen breiten sich geradlinig im Raum aus und beeinflussen sich nicht gegenseitig. Die Ausbreitung in einem optischen System, das beispielsweise aus Linsen, Spiegeln oder Blenden besteht, kann rein geometrisch und damit sehr schnell berechnet werden. Für

die Auslegung der meisten optischen Abbildungssysteme ist der Ansatz der geometrischen Optik ausreichend genau und wird daher häufig verwendet [Zem17].

Bei der geometrischen Optik wird der Wellencharakter des Lichts vernachlässigt, weshalb beispielsweise Beugungs- oder Interferenzeffekte nicht beschrieben werden können [Zem17]. Da diese Effekte für die optischen Simulationen in dieser Arbeit keine Rolle spielen, werden lediglich Raytracing Simulationen durchgeführt und erklärt.

Für die Berechnung der Strahlausbreitung in einem optischen System sind zwei physikalische Gesetze wichtig: Das Reflexions- und das Snelliussche Brechungsgesetz. Das Reflexionsgesetz ist in Abbildung 2.20 schematisch dargestellt und besagt, dass der Einfallswinkel α gleich dem Ausfallwinkel β ist [Lit05]

$$\alpha = \beta. \quad (2.10)$$

Die Winkel werden zum Lot angegeben, welches normal auf der Spiegeloberfläche steht. Bei gekrümmten Spiegeln erfolgt die Reflexion entsprechend an der lokal aufgespannten Tangentialebene der Spiegeloberfläche [Lit05].

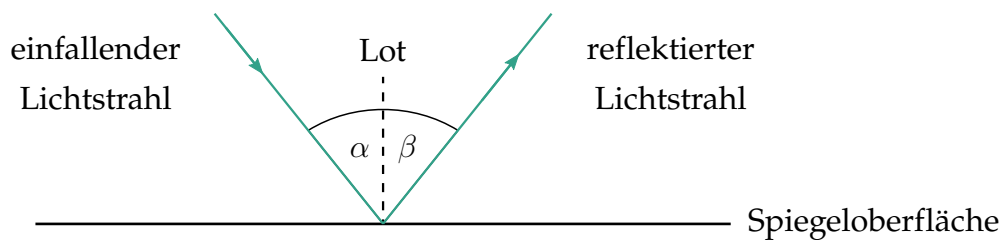


Abbildung 2.20: Reflexion eines Lichtstrahls an einer Spiegeloberfläche [Lit05]

Das Snelliussche Brechungsgesetz, das schematisch in Abbildung 2.21 zu sehen ist, beschreibt die Winkeländerung eines Lichtstrahls an der Grenzfläche zwischen zwei verschiedenen Medien. Die Ursache der Winkeländerung ist auf die medienabhängige Ausbreitungsgeschwindigkeit des Lichts zurückzuführen, die durch den Brechungsindex n des Mediums beschrieben wird. Das Snelliussche Brechungsgesetz beschreibt die Beziehung zwischen dem Einfallswinkel α und dem Winkel des gebrochenen Strahls γ [Lit05] durch

$$n_1 \sin(\alpha) = n_2 \sin(\gamma). \quad (2.11)$$

Bei dem Übergang in ein Medium mit einem größeren Brechungsindex wird der Strahl zum Lot hin gebrochen. Im Gegensatz dazu wird bei dem Übergang in ein Medium mit einem kleineren Brechungsindex der Strahl vom Lot weg gebrochen. Bei optischen Raytracing Simulationen werden Lichtstrahlen durch ein vorab definiertes optisches System verfolgt. Im dreidimensionalen Raum wird eine Lichtquelle sowie ein Austrittskegel definiert. Die austretenden Strahlen werden durch Vektoren beschrieben und basierend auf den beschriebenen physikalischen Zusammenhängen sequentiell an

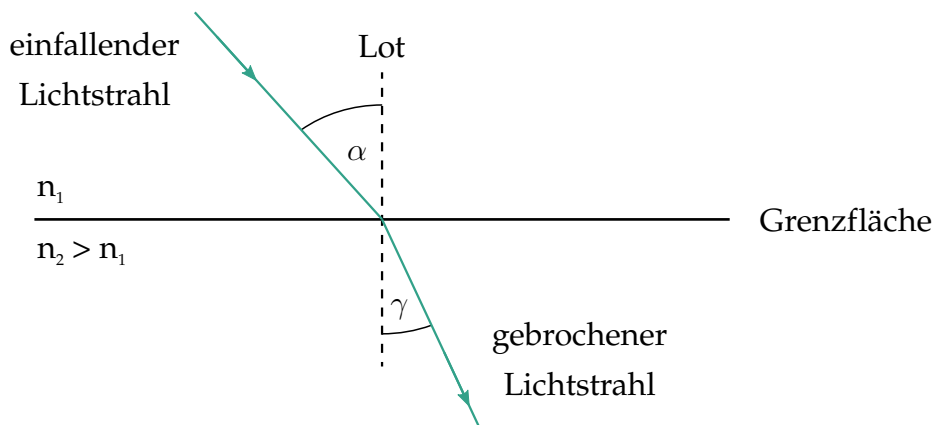


Abbildung 2.21: Brechung eines Lichtstrahls an einer Grenzfläche [Lit05]

den optischen Elementen reflektiert oder gebrochen. In der ebenfalls vorab definierten Bildebene werden die Auftreffpositionen der einzelnen Strahlen gespeichert, woraus die optische Abbildung berechnet und visualisiert werden kann.

2.4 Messtechnik

In diesem Abschnitt werden die Grundlagen der verwendeten Messmethoden beschrieben. Experimentelle Messungen dienen im Rahmen dieser Arbeit zum einen als Eingangsgröße für die Simulation (bspw. fertigungsbedingte Formabweichungen). Zum anderen werden sie für die Optimierung und Verifizierung der entwickelten Simulationsmodelle und -methoden verwendet.

In den folgenden Abschnitten werden die Messprinzipien der Triangulation und der Deflektometrie vorgestellt, die den Messungen von absoluten Oberflächenformen zugrunde liegen. Die Messung der Oberflächenformänderung aufgrund von Temperaturänderung basiert auf dem Verfahren der elektronischen Specklemuster-Interferometrie, welche anschließend beschrieben wird. Abschließend wird auf die Laser-Doppler-Vibrometrie eingegangen, die für die Schwingungsmessungen angewendet wird.

2.4.1 Triangulation

Abstandsmessungen moderner 3D-Scanner basieren auf dem Prinzip der Triangulation. Das grundlegende Messprinzip wird anhand Abbildung 2.22 vorgestellt.

Ein Laserstrahl wird auf ein Messobjekt gerichtet und diffus in alle Richtungen reflektiert. Der reflektierte Lichtstrahl wird durch eine Linse auf einen ortsauflösenden

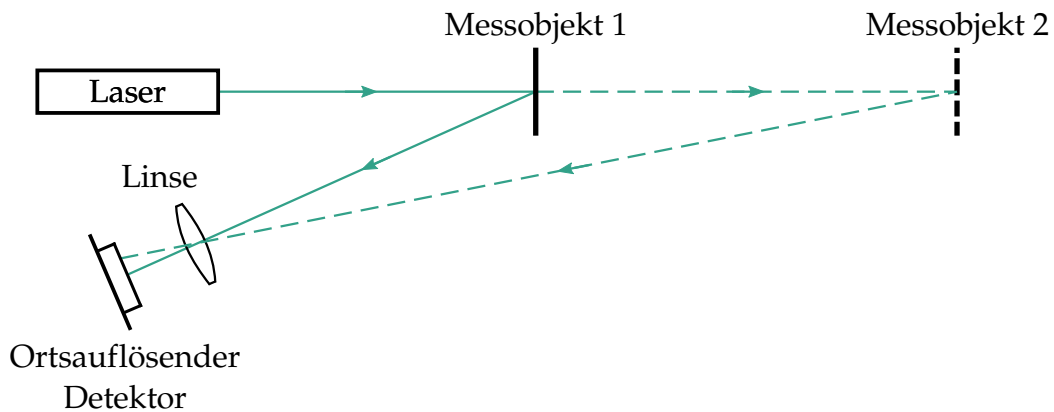


Abbildung 2.22: Messprinzip der Triangulation [HM06]

Detektor (bspw. CCD-Bildsensor) abgebildet. Eine Verschiebung des Messobjekts hat eine Verschiebung des Leuchtflecks auf dem Detektor zur Folge. In Bezug zu einem Referenzabstand kann damit der Abstand des Messobjekts nach trigonometrischen Beziehungen berechnet werden [HM06].

2.4.2 Deflektometrie

Basierend auf dem Messprinzip der Deflektometrie kann die Form von spiegelnden Oberflächen gemessen werden. Das Verfahren ähnelt der Vorgehensweise, die ein Mensch zur Prüfung von spiegelnden Oberflächen verwendet: Er fahndet im Spiegelbild nach lokalen Verzerrungen zur Entdeckung von Dellen [BPLF12].

Das Messprinzip der deflektometrischen Vermessung ist in Abbildung 2.23 dargestellt. Ein sinusförmiges Streifenmuster wird durch einen Projektor dargestellt und das reflektierte Streifenmuster wird durch eine Kamera erfasst. Abhängig von der Oberflächenform des Messobjekts kommt es zu unterschiedlichen Verzerrungen des reflektierten Streifenmusters. Die Kamera ist auf den Projektor scharf gestellt, wodurch

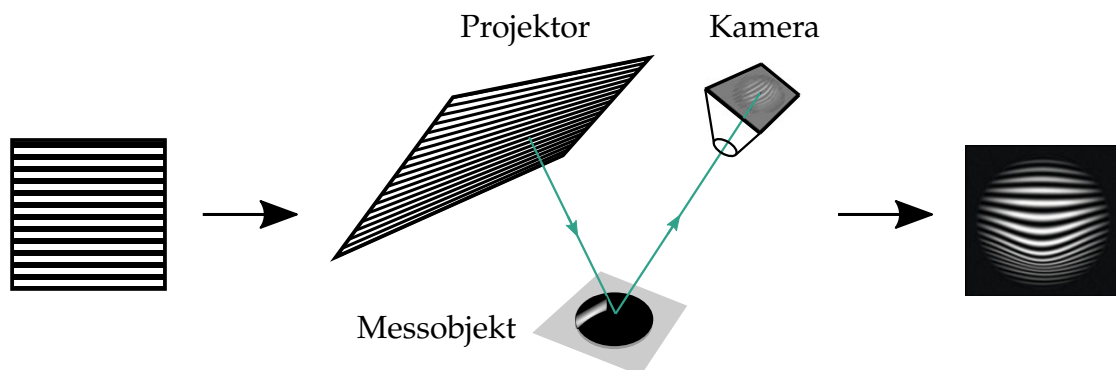


Abbildung 2.23: Messprinzip der Deflektometrie [Lea11]

das Messverfahren sehr empfindlich auf lokale Änderungen der Oberflächensteigung ist. Ausgehend von den Messdaten der Kamera kann durch Integration der Oberflächenneigung die Oberflächenform des Messobjekts berechnet werden [BPLF12].

2.4.3 Elektronische Specklemuster-Interferometrie

Die elektronische Specklemuster-Interferometrie ist ein Verfahren zur Messung optischer Wegänderungen. Ein typisches Anwendungsfeld ist die Messung der Bauteilverformung aufgrund thermischer oder mechanischer Lasten. Das grundlegende Messprinzip wird anhand Abbildung 2.24 beschrieben [SFWJ14].

Ein kohärenter Laserstrahl wird durch den Strahlteiler 1 in einen Messstrahl und einen Referenzstrahl geteilt. Der Messstrahl wird aufgeweitet, am Messobjekt reflektiert und durch eine Linse auf eine Kamera fokussiert. Durch den Strahlteiler 2 wird der Referenzstrahl mit dem Messstrahl überlagert, was ein Specklemuster auf der Kamera zur Folge hat. Das gemessene Specklemuster wird zwischengespeichert. Danach erfolgt die Verformung des Messobjekts durch die gewählte Last. Anschließend wird das sich einstellende Specklemuster gespeichert. Durch eine Differenzbildung der beiden Specklemuster ergibt sich ein Streifenmuster, woraus sich die Bauteilverformung bestimmt lässt. Durchgängige Streifen stellen Linien gleicher Verformung dar [SFWJ14]. Der dargestellte Messaufbau wird für Deformationsmessungen senkrecht zum Messobjekt verwendet. Der Messaufbau für Deformationsmessungen in der Ebene des Messobjekts ist in [SFWJ14] beschrieben.

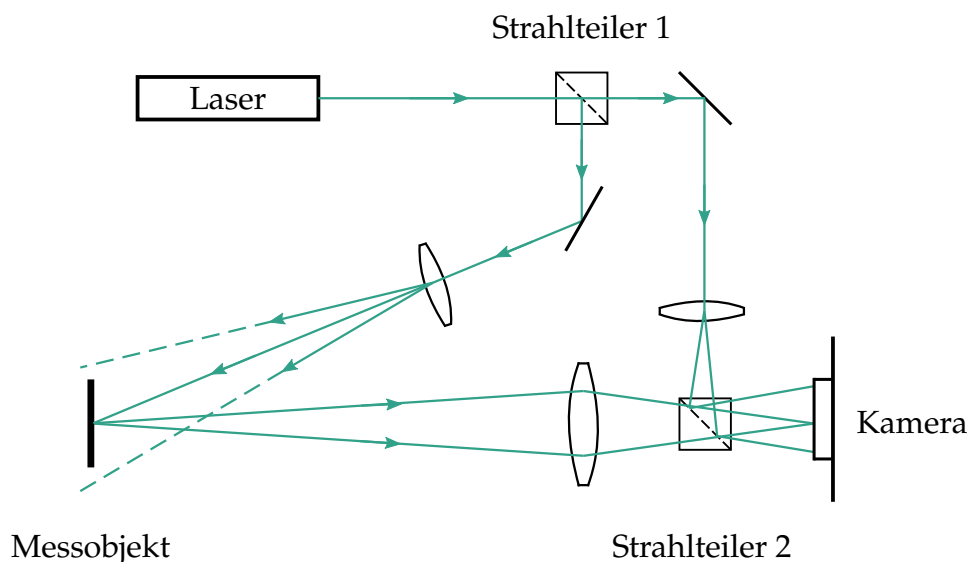


Abbildung 2.24: Messprinzip der elektronischen Specklemuster-Interferometrie [SFWJ14]

2.4.4 Laser-Doppler-Vibrometrie

Die Laser-Doppler-Vibrometrie ist eine etablierte und weitverbreitete Technologie für präzise Schwingungsmessungen. Vorteilhaft sind die große Frequenzbandbreite sowie die hohe Auflösung der Frequenzen und Geschwindigkeiten. Aufgrund des berührungslosen Messprinzips wird das Schwingverhalten nicht durch zusätzliche Massen beeinflusst, wie es bei Messungen mit Beschleunigungssensoren der Fall ist [JSP05].

Das Messprinzip basiert auf dem Doppler-Effekt. Der physikalische Effekt beschreibt die Frequenzverschiebung eines Lichtstrahls durch die Reflexion an einem bewegten Objekt. Für die Frequenzverschiebung Δf_D gilt folgender Zusammenhang [BRS02]

$$\Delta f_D = \frac{v}{\lambda}. \quad (2.12)$$

Dabei beschreibt v die Geschwindigkeit des Objekts und λ die Wellenlänge des Lichts. Durch die Messung der Frequenzverschiebung kann demnach die Geschwindigkeit ermittelt werden.

Die Messung der Frequenzverschiebung erfolgt interferometrisch mit dem in Abbildung 2.25 dargestellten Aufbau. Der kohärente Strahl eines Lasers wird durch den Strahlteiler 1 in einen Referenz- und einen Messstrahl aufgeteilt. Der Messstrahl wird durch den Strahlteiler 2 und eine Linse auf dem Messobjekt fokussiert. Der reflektierte Messstrahl wird durch den Strahlteiler 2 und den Strahlteiler 3 wieder mit dem Referenzstrahl überlagert. Diese Überlagerung führt zu einem Interferenzmuster auf dem Detektor. Durch die Auswertung der Interferenzmusteränderung je Zeiteinheit lässt sich die gesuchte Frequenzverschiebung messen.

Die akusto-optische Bragg-Zelle bewirkt eine konstante Frequenzverschiebung des Referenzstrahls. Der resultierende konstante Offset ermöglicht es, die Bewegungsrichtung des Messobjekts eindeutig zu bestimmen [BRS02].

Typischerweise wird das harmonische Zeitsignal durch eine Fast-Fourier-Transformation (FFT) in seine Frequenzanteile zerlegt und das Ergebnis als Diagramm dargestellt. Mit

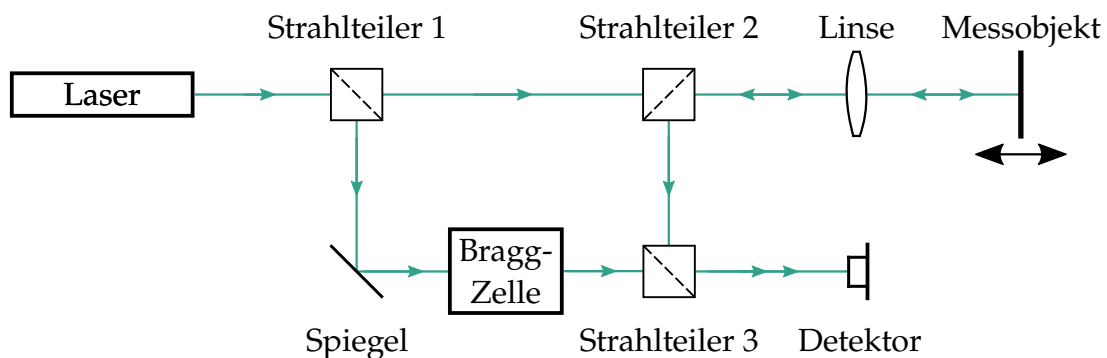


Abbildung 2.25: Schematischer Aufbau eines Mach-Zehnder-Interferometers [BRS02]

dieser Darstellungsweise lassen sich direkt die Geschwindigkeitsbeiträge der jeweiligen Frequenzen ablesen [SK09].

3 Modellbildung und optomechanische Kopplung

Im vorliegenden Kapitel werden die verwendeten Modelle sowie die Simulationstechnik der optomechanischen Kopplung vorgestellt. Zunächst werden die mechanischen Modelle und die durchgeführten Ansätze zur Modelloptimierung beschrieben. Es folgen die Beschreibungen der optischen Modelle und die Vorgehensweise zur Auswertung der Verzerrungsparameter. Die entwickelte Simulationstechnik zur optomechanischen Kopplung wird anschließend vorgestellt. Abgeschlossen wird das Kapitel durch eine Auflistung und Bewertung der modellbasierten Einflussgrößen.

Die mechanische Modellbildung und Simulation erfolgt im Rahmen dieser Arbeit mit Abaqus® Standard (Version 6.14-3) von Dassault Systèmes. Die optischen Simulationen werden mit OpticStudio® (Version 16.5) der Firma Zemax durchgeführt.

3.1 Mechanisches Modell des Einspiegelsystems

Die experimentelle Verifizierung der optomechanischen Simulationstechnik erfolgt auf Basis eines Einspiegelsystems mit Combiner, welches einen virtuellen Bildabstand von weniger als drei Metern besitzt. Für die Verifizierung wird der Combiner definiert verformt und die Auswirkung auf das virtuelle Bild untersucht. Durchgeführt werden die Experimente mit einer im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Vorrichtung (siehe Abschnitt 4.4.1). Die statische Last zur Verformung des Combiners wird mit einer Einbaumessschraube aufgebracht, die in der Vorrichtung integriert ist.

Im Rahmen der Verifizierung werden zwei Lastfälle mit unterschiedlichen Lastangriffspunkten untersucht. Im ersten Lastfall wird der Combiner zentrisch deformiert. Im zweiten Lastfall erfolgt die Deformation exzentrisch, was hinsichtlich der Simulationstechnik einer komplexeren Verformung entspricht. Die statische Deformation durch die Einbaumessschraube ist kein realer Lastfall und dient ausschließlich der Verifizierung der Simulationstechnik.

3.1.1 Beschreibung der Combinerbaugruppe

Eine Explosionsdarstellung der Combinerbaugruppe ist in Abbildung 3.1 abgebildet. Die Baugruppe besteht aus einem Combiner, einem Halter und einer Abdeckung, welche miteinander verschraubt sind. Der Halter und die Abdeckung sind aus glasfaserverstärktem Kunststoff und sorgen für die mechanische Steifigkeit der Baugruppe. Die Befestigung der Baugruppe im Gehäuse erfolgt am Halter.

Um Unsicherheiten bei der Kontaktmodellierung zwischen den unterschiedlichen Bauteilen zu vermeiden wird für die Verifizierung lediglich der Combiner verwendet.

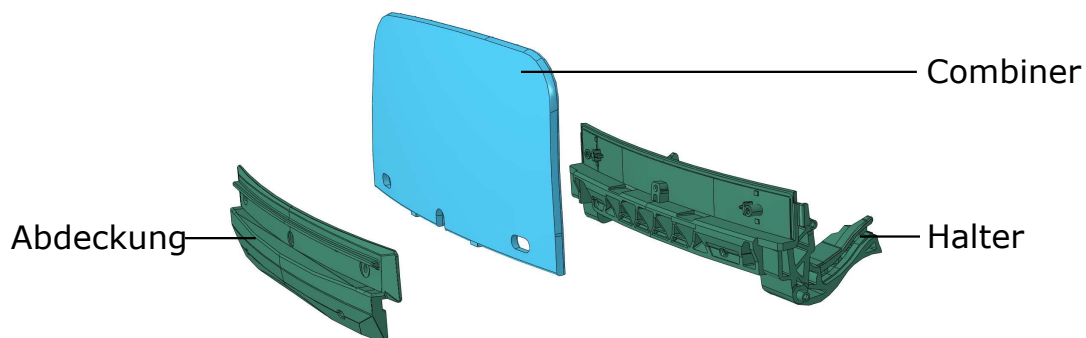


Abbildung 3.1: Explosionsdarstellung mit den Hauptelementen der Combinerbaugruppe

3.1.2 Modellierung des Combiners

Das mechanische Simulationsmodell des Combiners befindet sich im Spiegelkoordinatensystem (vgl. Abschnitt 2.1.4). Die Diskretisierung des dreidimensionalen Volumens erfolgt mit quadratischen Tetraederelementen des Typs C3D10 [Das14]. Dadurch werden die abgerundeten Kanten berücksichtigt, die teilweise mit der Vorrichtung in Kontakt treten.

Der teildurchsichtige Combiner besteht aus einem amorphen Kunststoff. Aufgrund der geringen erwarteten Deformation ($< 0,5$ mm) wird das Materialverhalten des Combiners linear-elastisch modelliert. Der Elastizitätsmodul (E-Modul) des Bauteils wurde experimentell mittels Biegeversuchen bestimmt.

3.1.3 Modellierung der statischen Lasten

Der Combiner und die für die Aufnahme relevanten Bauteile der entwickelten Vorrichtung sind in Abbildung 3.2 dargestellt. Abbildung 3.2a zeigt die reflektierende Fläche des Combiners. Die deformierende Last wirkt auf die Rückseite des Combiners in Z_S -Richtung.

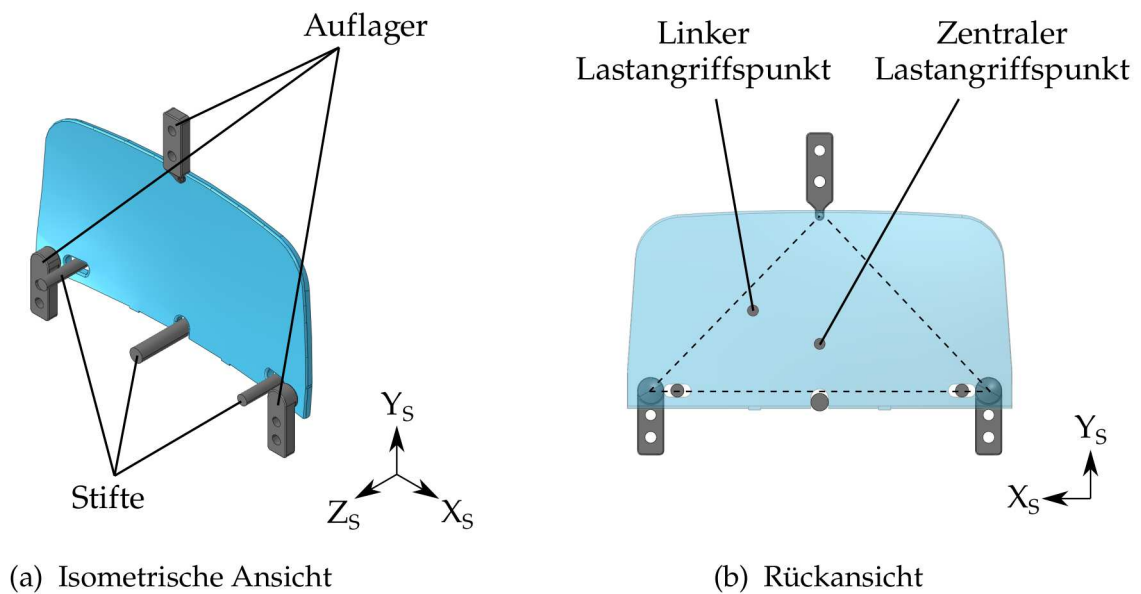


Abbildung 3.2: Mechanisches Simulationsmodell des Combiners

Die drei Auflager dienen zur Positionierung des Combiners in Z_S -Richtung. Der mittlere Stift zentriert den Combiner in X_S -Richtung, während die beiden äußeren Stifte die Zentrierung in Y_S -Richtung sicherstellen. Bei Kontaktierung der Einbaumessschraube ist die Position des Combiners eindeutig definiert.

Die Rückansicht des Combiners ist in Abbildung 3.2b dargestellt. Die gestrichelt dargestellte Dreiecksfläche ergibt sich durch die Auflagerpunkte und beschränkt den Bereich möglicher Lastangriffspunkte. Der zentrale Lastangriffspunkt liegt im Schwerpunkt des Dreiecks. Der exzentrische Lastangriffspunkt befindet sich weiter links am Rand der Dreiecksfläche.

Für die statische Simulation wird lediglich die Spitze der Einbaumessschraube modelliert. Die Lastaufbringung erfolgt dadurch, dass die Spitze in Z_S -Richtung bewegt wird. Dies entspricht einer weggesteuerten Belastung.

Die Verformung der aus Stahl hergestellten Vorrichtung ist im Vergleich zu der Verformung des Combiners vernachlässigbar gering. Aus diesem Grund sind die Bauteile der Vorrichtung als ideal-starr modelliert. Die Bauteile der Vorrichtung sind aus quadratischen Tetraederelementen (C3D10) aufgebaut [Das14].

3.2 Mechanisches Modell des Mehrspiegelsystems

Die Auswirkung von thermischen und dynamischen Lasten auf die optischen Verzerrungsparameter wird auf Basis eines Mehrspiegelsystems untersucht, welches einen virtuellen Bildabstand von mehr als drei Metern besitzt. Es ist demzufolge komplexer

und hinsichtlich der mechanischen Lasten kritischer als das Einspiegelsystem. Repräsentativ wird das mechanische Verhalten der Spiegelbaugruppe 1 im Detail untersucht (vgl. Abbildung 2.7). Die Spiegelbaugruppe 1 wurde aus folgenden Gründen ausgewählt:

- Größte Vergrößerung
- Schwerste Baugruppe
- Besondere Randbedingung (Anforderung der Rotierbarkeit)

Der Spiegel 1 des untersuchten Mehrspiegelsystems weist die größte Vergrößerung des Systems auf. Deshalb haben Form- und Lageabweichungen bei diesem Spiegel den größten Einfluss auf die optischen Verzerrungsparameter. Zudem ist die Spiegelbaugruppe die größte und schwerste des Systems, weshalb sie hinsichtlich der dynamischen Lasten am kritischsten ist. Als dritter Grund sind die besonderen Randbedingungen zu nennen. Die Spiegelbaugruppe 1 ist rotierbar im Gehäuse befestigt. Durch einen elektrischen Schrittmotor kann sie um eine definierte Rotationsachse gedreht werden, wodurch die Eyebox an unterschiedliche Fahrergrößen angepasst werden kann (vgl. Abbildung 2.5).

Der Einfachheit halber ist mit dem Begriff Spiegelbaugruppe weiterhin stets die untersuchte Spiegelbaugruppe 1 des Mehrspiegelsystems gemeint.

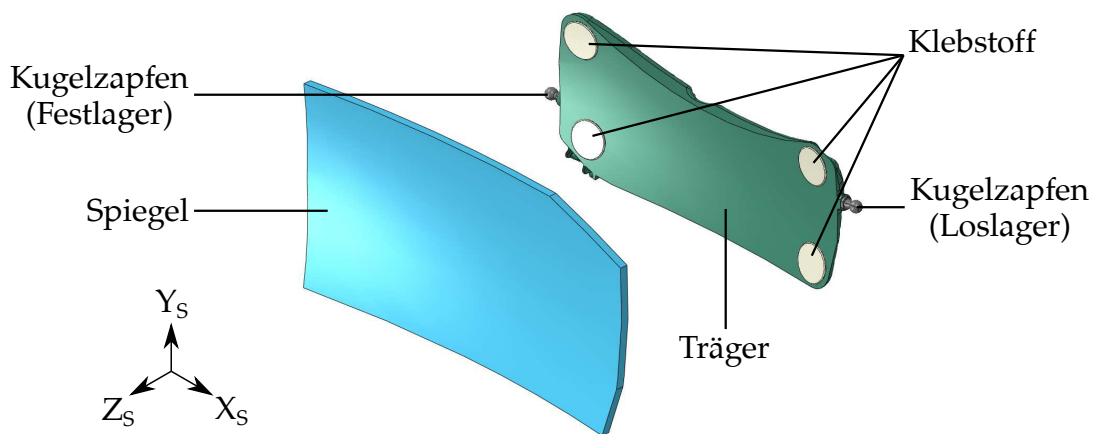
3.2.1 Beschreibung der Spiegelbaugruppe

Das 3D-Modell der Spiegelbaugruppe im Spiegelkoordinatensystem (vgl. Abschnitt 2.1.4) ist in Abbildung 3.3 dargestellt. Die Baugruppe besteht aus einem asphärisch geformten Spiegel aus Kunststoff und einem Träger aus glasfaserverstärktem Kunststoff. Die beiden Bauteile sind durch einen weichen Klebstoff verbunden.

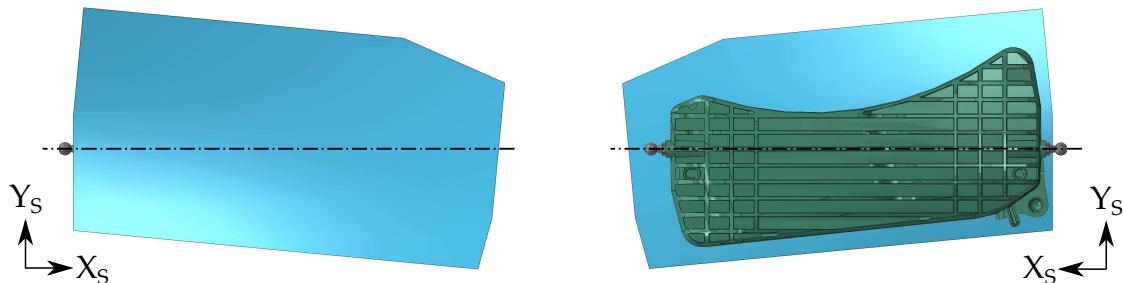
Der Spiegel besitzt eine konstante Dicke, was einen gleichmäßigen Verzug beim Abkühlvorgang zur Folge hat und sich dadurch positiv auf die sich bei Raumtemperatur einstellende Spiegelform auswirkt. Zur Erhöhung der Reflektivität ist der Spiegel mit einer etwa 40 μm dicken Aluminiumschicht beschichtet, die im Simulationsmodell aufgrund der geringen Dicke vernachlässigt wird.

Der glasfaserverstärkte Träger sorgt für die mechanische Steifigkeit der Spiegelbaugruppe und ermöglicht die Befestigung im Gehäuse. Durch den Glasfaseranteil wird einerseits die Steifigkeit auf ein ausreichendes Maß erhöht, andererseits wird jedoch auch der thermische Ausdehnungskoeffizient des Materials verringert. Daraus resultiert eine unterschiedlich starke Ausdehnung des Trägers und des Spiegels bei Temperaturänderungen. In diesem Aufbaukonzept wird deshalb zur Sicherstellung einer zuverlässigen Verbindung ein weicher Klebstoff verwendet.

Für die Befestigung der Spiegelbaugruppe im Gehäuse werden seitlich in den Träger



(a) Explosionsdarstellung



(b) Vorderansicht

(c) Rückansicht

Abbildung 3.3: 3D-Modell der Spiegelbaugruppe

zwei Kugelnzapfen aus Stahl eingeschraubt. Die Kugelnzapfen definieren die Rotationsachse der Baugruppe (Strichpunktlinie in Abbildung 3.3b und 3.3c). Ein Kugelnzapfen ist durch ein Festlager am Gehäuse befestigt, welches entsprechend einem Kugelgelenk translatorische Freiheitsgrade blockiert und rotatorische Bewegungen erlaubt. Im Gegensatz dazu ist der andere Kugelnzapfen durch ein Loslager befestigt, welches neben den rotatorischen Freiheitsgraden eine Bewegung in Richtung der Rotationsachse erlaubt. Dadurch wird eine kraftfreie Montage sichergestellt sowie die Durchbiegung der Spiegelbaugruppe bei Temperaturänderungen minimiert.

Der elektrische Schrittmotor zur Neigungsverstellung der Spiegelbaugruppe stellt eine weitere Randbedingung der Spiegelbaugruppe dar. Der relevante Bereich des Trägers sowie eine Skizze zur Verdeutlichung der Funktionsweise sind in Abbildung 3.4 dargestellt.

Der Pin ist über ein Kugelgelenk mit dem elektrischen Schrittmotor verbunden. Der Schrittmotor bewegt den Pin in Z_S -Richtung und bewirkt eine Drehung der Spiegelbaugruppe um die Rotationsachse. Die Kugelspitze des Pins liegt lose in einer kugelförmigen Aussparung des Trägers (siehe Abbildung 3.4b). Zur Sicherstellung des Kontakts zwischen Pin und Träger wird eine vorgespannte Feder verwendet, die am Träger

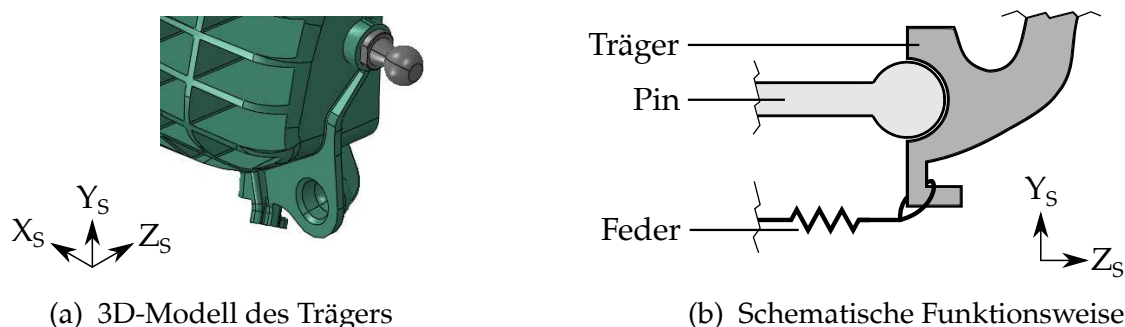


Abbildung 3.4: Feder-Pin-Kontakt am Träger zur Anpassung der Neigung an unterschiedliche Fahrergrößen

eingehängt sowie am Gehäuse befestigt ist. Die Federvorspannung ist entsprechend ausgelegt, um auch bei einem mechanischen Schock (50 g) den Kontakt zwischen Pin und Träger sicherzustellen.

Die Neigungseinstellung erfolgt vor der Fahrt manuell durch den Fahrer. Während der Fahrt bewegt sich der Pin nicht.

3.2.2 Modellierung der Spiegelbaugruppe

Träger

Das 3D-Modell des Trägers aus glasfaserverstärktem Kunststoff ist in Abbildung 3.5 dargestellt. Die mit dem Klebstoff in Kontakt stehende Fläche wird als Klebefläche bezeichnet. Die Klebefläche besitzt die gleiche Oberflächenform wie der asphärische Spiegel, um eine konstante Klebstoffdicke zu realisieren. Die komplexe Geometrie des Trägers ist durch quadratische Tetraeder (C3D10) diskretisiert [Das14]. Die Dichte des Bauteils wurde experimentell gemessen.

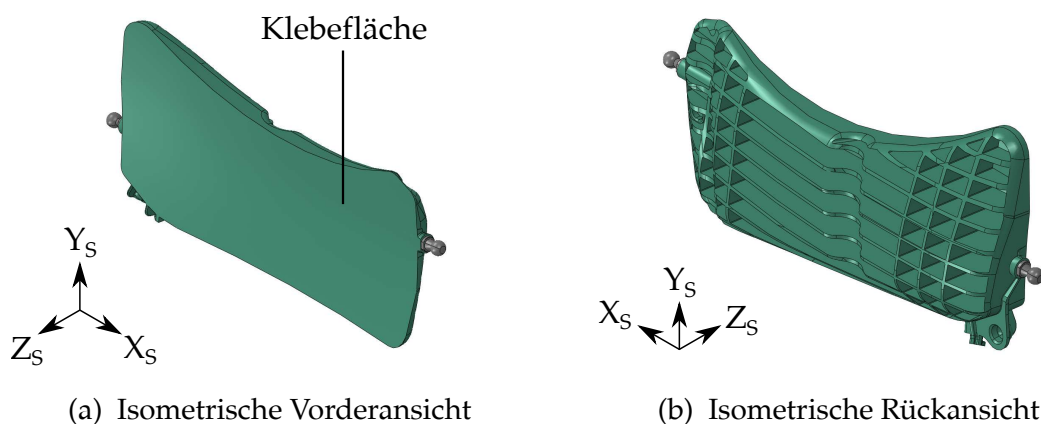


Abbildung 3.5: 3D-Modell des Trägers

Aufgrund der Glasfaserverstärkung des Trägermaterials besitzt das Bauteil ein anisotropes und lokal variierendes Materialverhalten. Zur Modellierung des komplexen Steifigkeits- und Ausdehnungsverhaltens des Trägers werden zwei Ansätze verfolgt:

- Isotropes Materialmodell mit äquivalenten Materialparametern
- Anisotropes Materialmodell

Beim ersten Ansatz wird der Träger mit einem isotropen und homogenen Material modelliert. Aufgrund der geringen erwarteten Deformation wird ein linear-elastisches Materialmodell verwendet. Das reale Steifigkeitsverhalten wird durch einen äquivalenten E-Modul angenähert. Der äquivalente E-Modul wird zunächst basierend auf dem Datenblatt und der durchschnittlichen Materialdicke grob abgeschätzt. Die Feinanpassung des Materialparameters erfolgt nachfolgend durch den Abgleich mit thermischen und dynamischen Experimenten (siehe Abschnitt 3.3.1).

Analog dazu wird das reale thermische Ausdehnungsverhalten des Trägers durch einen äquivalenten thermischen Ausdehnungskoeffizienten angenähert. Nach der Grobabschätzung auf Basis des Datenblattes folgt die Feinanpassung des Parameters durch den Abgleich mit thermischen Experimenten.

Die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls und der Poissonzahl wird durch die Verwendung einer internen Charakterisierungsdatenbank berücksichtigt. Da die Glasübergangstemperatur des Kunststoffes über dem relevanten Temperaturbereich ($>105\text{ °C}$) liegt, wird der thermische Ausdehnungskoeffizient des Materials als konstant angenommen [ISO99].

Der zweite Ansatz basiert auf einer vorangegangenen Moldflow Simulation, bei der der Einspritzvorgang des flüssigen Kunststoffes in das Werkzeug fluiddynamisch berechnet wird. Aus dem Fließ- und Abkühlverhalten wird weiterhin ein anisotropes Materialmodell des Trägers extrahiert. Eine detaillierte Beschreibung dieses Ansatzes folgt in Abschnitt 3.3.2.

Abbildung 3.6a zeigt eine Skizze zur Erläuterung der Randbedingungen der Kugelpapfen. Die Lagerung durch die Kugelgelenke wird dadurch modelliert, dass die Kugelflächen der Kugelpapfen starr mit dem Mittelpunkt der Kugel verbunden werden (engl.: *rigid body constraint*) [Das14]. Beim Festlager werden alle drei translatorischen Freiheitsgrade des Mittelpunktes blockiert. Für das Loslager werden die translatorischen Freiheitsgrade in Y_S und in Z_S Richtung blockiert. Der Feder-Pin-Kontakt wird dadurch berücksichtigt, dass die Bewegung der entsprechenden Berührungsflächen in Z_S -Richtung blockiert werden. Die Berührungsflächen, bei denen der Pin und die Feder mit dem Träger in Kontakt stehen, sind in Abbildung 3.6b hervorgehoben.

Diese vereinfachte Randbedingung basiert auf der Prämisse, dass die Vorspannung der Feder jederzeit ausreicht, um einen Kontaktverlust zwischen Pin und Träger zu vermeiden. Bei den thermischen Experimenten besteht kein Risiko eines Kontaktverlustes.

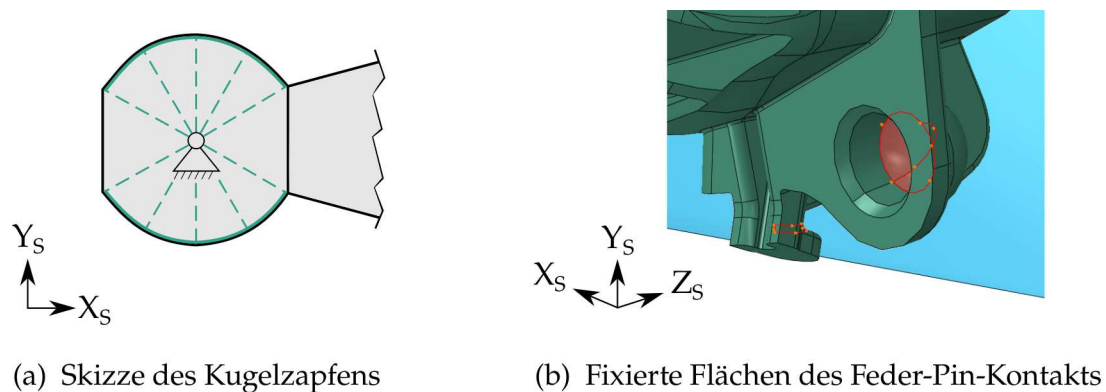


Abbildung 3.6: Modellierung der mechanischen Randbedingungen des Trägers

Bei den dynamischen Experimenten wird für die Verifizierung mit einer geringen Beschleunigung angeregt, um mechanisch nichtlineare Effekte zu minimieren sowie einen möglichen Kontaktverlust zu vermeiden.

Spiegel

Der Spiegel besteht aus einem homogenen Kunststoff für optische Komponenten. Aufgrund der geringen zu erwartenden Deformation durch die thermischen und dynamischen Lasten wird das Spiegelmaterial linear-elastisch modelliert. Der E-Modul des Spiegels wurde analog zum Combiner experimentell mittels Biegeversuchen bestimmt. Die Temperaturabhängigkeiten des E-Moduls und der Querkontraktionszahl wurden aus einer internen Charakterisierungsdatenbank übernommen. Der thermische Ausdehnungskoeffizient wird als konstant angenommen. Die Dichte der Spiegel wurde experimentell bestimmt.

Die Diskretisierung des asphärisch geformten Spiegels erfolgt mit quadratischen Hexaederelementen des Typs C3D20 [Das14].

Klebstoff

Das mechanische Verhalten des weichen, gummiartigen Klebstoffs ist nichtlinear, frequenz- und temperaturabhängig. Die Charakterisierung des Materials sowie die Erstellung eines Materialmodells wurde intern beauftragt.

Aufgrund der Ausrichtung und Dehnung der Molekülketten ist das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Materials nichtlinear, welches durch ein hyperelastisches Materialmodell beschrieben wird [KLL⁺12]. Für die Anpassung der hyperelastischen Materialparameter wurden Stufenzugversuche durchgeführt [BB98].

Die Frequenz- und Temperaturabhängigkeit des Klebstoffs wird durch generalisierte Maxwell-Elemente modelliert [ZR07]. Das Materialmodell basiert darauf, dass mehrere in Reihe geschaltete Feder-Dämpfer-Elemente zur Gesamtsteifigkeit beitragen. Durch

Anpassung der Feder- und Dämpfungsparameter lässt sich die frequenzabhängige Steifigkeit einstellen. Weiterhin ermöglichen temperaturabhängige Federsteifigkeiten das Temperaturverhalten abzubilden. Für die Bestimmung der Materialparameter wurde eine dynamisch-mechanische Analyse durchgeführt [Men08].

Der weiche Klebstoff ist nahezu inkompressibel. Dies führt in der FEM-Simulation zu dem Effekt der volumetrischen Versteifung (engl.: *volumetric locking*), was wiederum Konvergenzprobleme zur Folge hat [DSHF00]. Zur Abhilfe werden zur Diskretisierung der Klebstoffgeometrie hybride, quadratische Tetraederelemente verwendet, die dem Effekt durch eine zusätzliche Druckvariable entgegenwirken ([Das14]).

Aufgrund der geringen erwarteten Verformungen ($< 0,5$ mm) wird ein Ablösen des Klebstoffs ausgeschlossen. Der Kontakt zwischen dem Klebstoff und den angrenzenden Flächen wird als ideal-starr modelliert.

3.2.3 Modellierung der Lasten

Thermische Lasten

Die Auswirkung der thermomechanischen Deformation der Spiegelbaugruppe auf die optischen Verzerrungsparameter des Head-Up-Displays wird bei den im Automobilbereich typischen Temperaturen von -40 °C und 85 °C untersucht [PS16]. Zudem wird als Extremzustand eine Temperatur von 105 °C betrachtet, welche sich kurzzeitig durch Lagerung oder durch eine zusätzliche Eigenerwärmung des Systems ergeben kann.

Für die experimentelle Verifizierung wird der stationäre Deformationszustand verglichen, bei dem die Spiegelbaugruppe vollständig durchwärmt ist. Die Simulation erfolgt im Fahrzeugkoordinatensystem.

Dynamische Lasten

Die dynamischen Lastfälle werden dadurch modelliert, dass auf die Kugelzapfen und den Feder-Pin-Kontakt eine harmonische Beschleunigung in X-Richtung wirkt (siehe Abbildung 3.7). In dieser Richtung sind aufgrund der Anordnung der Randbedingungen die größten Deformationen der Spiegelbaugruppe zu erwarten.

Die Dämpfung der Spiegelbaugruppe wird im Simulationsmodell durch die Rayleigh-Dämpfung beschrieben [Nas10]. Die Parameter des Dämpfungsmodells werden an die Ergebnisse der dynamischen Experimente angepasst.

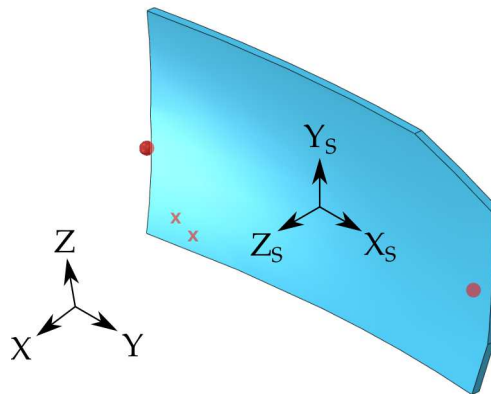


Abbildung 3.7: Vergleich des Fahrzeug- und des Spiegelkoordinatensystems der Spiegelbaugruppe. Die Randbedingungen sind farblich hervorgehoben

3.3 Ansätze zur Optimierung des mechanischen Modells

Die Zielsetzung der FEM-Simulation liegt darin, das mechanische Verhalten der Spiegelbaugruppe unter verschiedenen Lasten möglichst genau vorherzusagen. Die unterschiedlichen Ansätze zur Optimierung des Modells werden in diesem Unterkapitel beschrieben und durch eine Gegenüberstellung mit den experimentellen Ergebnissen bewertet.

3.3.1 Vorgehensweise zur Optimierung der Materialparameter

Im ersten Ansatz wird das Material des glasfasergefüllten Trägers vereinfacht durch ein isotropes Materialmodell mit äquivalenten Materialparametern beschrieben. Der äquivalente E-Modul E_T sowie der lineare Wärmeausdehnungskoeffizient α_T des Trägers beschreiben bei diesem Ansatz die beiden Optimierungsparameter des mechanischen Modells.

Zunächst wurden die beiden Parameter grob abgeschätzt, um einen Startwert für die nachfolgende Feinanpassung zu erhalten. Die Abschätzung des äquivalenten E-Moduls erfolgte mit einem Kunststoffexperten unter Berücksichtigung des E-Moduls in Faserrichtung, des Glasfaseranteils und der durchschnittlichen Wandstärke des Bauteils.

Die Abschätzung des Wärmeausdehnungskoeffizienten erfolgte auf Empfehlung des Kunststoffexperten durch eine Mittelung über drei Raumrichtungen mit folgender Formel

$$\alpha_T = \frac{1}{3} \cdot \alpha_{parallel} + \frac{2}{3} \cdot \alpha_{quer}. \quad (3.1)$$

Dabei beschreibt $\alpha_{parallel}$ die Wärmeausdehnung in Faserrichtung und α_{quer} die Wärmeausdehnung quer zur Faserrichtung. Die Wärmeausdehnungswerte sind aus dem Materialdatenblatt entnommen.

Die Feinanpassung der beiden Materialparameter erfolgte durch den Abgleich mit den

Experimenten. Die Parameter wurden so gewählt, dass sowohl das thermomechanische als auch das dynamische Verhalten der Baugruppe gut abgebildet wird.

Die Parameter der Rayleigh-Dämpfung wurden analog an die Ergebnisse der dynamischen Messungen angepasst.

3.3.2 Moldflow Simulation des Trägers

Bei der Moldflow Simulation wird der Einspritzvorgang der flüssigen Kunststoffschmelze in das Werkzeug fluiddynamisch simuliert. Aus dem Simulationsergebnis wird die lokale Glasfaserausrichtung extrahiert, woraus sich ein anisotropes Materialmodell ableiten lässt [RRR00].

Da die Moldflow Simulation eine detaillierte Kenntnis des Werkzeugs und des Einspritzprozesses voraussetzt, wurde sie von dem beauftragten Zulieferer des Trägers durchgeführt. Exemplarische Ergebnisse der Moldflow Simulation zu unterschiedlichen Zeitpunkten sind in Abbildung 3.8 dargestellt.

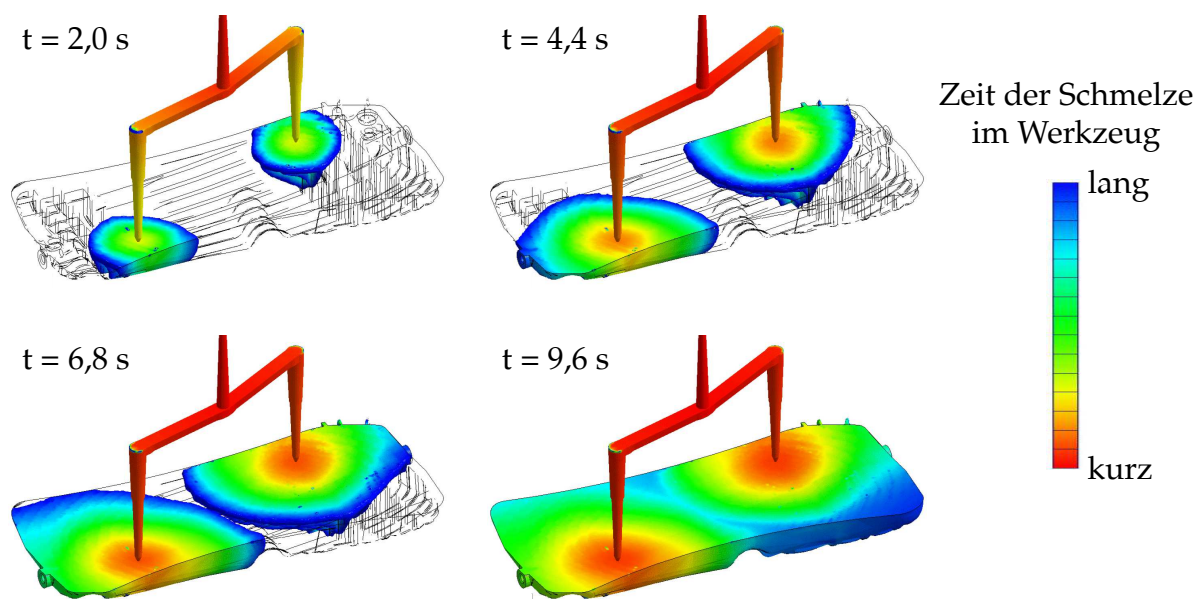


Abbildung 3.8: Moldflow Simulation des Trägers

Das aus der Moldflow Simulation extrahierte mechanische Materialmodell des Trägers dient als Eingangsgröße für das mechanische Simulationsmodell. Die Simulationsergebnisse werden im Vergleich zum isotropen Modell mit äquivalentem E-Modul sowie im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen bewertet.

Hinsichtlich der thermischen Lasten wird erwartet, dass die reale Glasfaserverteilung im Träger einen vergleichsweise starken Einfluss hat. An dieser Stelle bietet das aus der Moldflow Simulation extrahierte Materialmodell die Chance, die Messergebnisse besser abzubilden. Im Gegensatz dazu wird bei den dynamischen Lasten erwartet,

dass sich die Glasfaserverteilung bei den ersten Schwingungsmoden vernachlässigbar gering auswirkt, da es sich dabei typischerweise um globale Durchbiegungen handelt. Weiterhin beinhaltet die extern beauftragte Moldflow Simulation das Risiko, dass keine Feinanpassung an die Messergebnisse möglich ist.

3.3.3 Berücksichtigung von Fertigungstoleranzen

Als dritter Ansatz zur Optimierung des mechanischen Modells werden die realen Fertigungstoleranzen gemessen und im mechanischen Modell berücksichtigt. Die Formabweichung von Spiegel und Träger werden hinsichtlich der mechanischen und optischen Auswirkungen untersucht.

Fertigungstoleranzen des Trägers

Der Modellierung der Formabweichung des Trägers liegen Messergebnisse eines 3D-Scanners zugrunde, die in Form einer Punktwolke vorliegen. Für die Bewertung der Fertigungstoleranz ist diese entsprechend der Nominalform im Spiegelkoordinatensystem ausgerichtet.

Der Ansatz zur Berücksichtigung der gemessenen Trägergeometrie basiert auf einer manuellen Nachmodellierung der CAD-Geometrie des Trägers. Dafür wurde die gemessene Punktwolke sowie die Nominalgeometrie des Trägers in CAD geladen. Für die Untersuchung des Einflusses wurde lediglich die glatte Klebefläche des Trägers durch eine Spline-Fläche an die Messdaten angepasst. Dadurch konnte sichergestellt werden, dass die Dicken der Klebepunkte korrekt modelliert werden.

Die Berücksichtigung der Formabweichungen des Trägers ist demnach als eine vereinfachte Annäherung an die Messdaten zu verstehen. Sie dient zur Abschätzung des Einflusses der Trägerfertigungstoleranz auf das mechanische Verhalten der Spiegelbaugruppe. Der Einfluss auf die optischen Verzerrungsparameter wird aufgrund des weichen Klebstoffes und des toleranzausgleichenden Klebprozesses als vernachlässigbar gering eingeschätzt.

Fertigungstoleranzen des Spiegels

Der Einfluss der Formabweichungen des optischen Spiegels auf das mechanische Verhalten wird aufgrund der geringen zulässigen Abweichung als gering eingeschätzt. Im Gegensatz dazu wirken sich diese Formabweichungen unmittelbar auf die optischen Verzerrungsparameter aus. Zur Berücksichtigung der Formabweichungen wird deshalb ein genauerer Ansatz verfolgt.

Die Methodik zur Berücksichtigung der Spiegelformabweichungen im mechanischen Simulationsmodell wurde im Rahmen der betreuten Masterarbeit [Reh17] entwickelt

und wird anhand Abbildung 3.9 erklärt. Als Grundlage dienen deflektometrische Messergebnisse von Spiegeloberflächen. Die Messdaten liegen in Form einer Punktwolke vor, welche sich nach einer Anpassung an die Nominalgeometrie im Spiegelkoordinatensystem befindet. In einem ersten Schritt wird ein Polynom an die gemessene Punktwolke angepasst. Im zweiten Schritt werden die FEM-Koordinaten des Spiegels eingelesen und in Z_S -Richtung verschoben, so dass sie auf dem zuvor angepassten Polynom liegen.

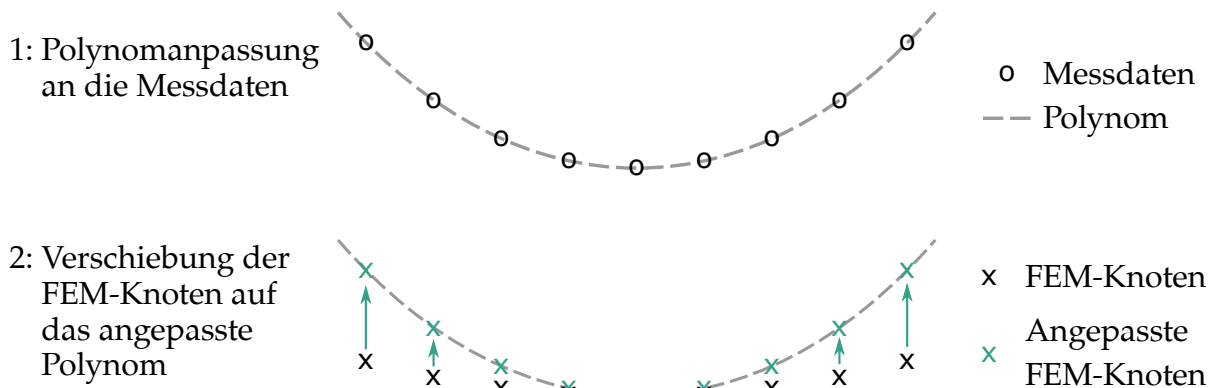


Abbildung 3.9: Vorgehensweise zur Berücksichtigung der Formabweichung des Spiegels im mechanischen Simulationsmodell

3.4 Raytracing Simulation

Die optischen Raytracing Simulationen dienen der Berechnung der optischen Verzerrungsparameter. Die dieser Arbeit zugrunde liegenden optischen Simulationsmodelle des Einspiegel- und des Mehrspiegelsystems werden in den nachfolgenden Abschnitten beschrieben. Darüber hinaus wird auf die numerische Vorgehensweise zur Bestimmung der optischen Verzerrungsparameter eingegangen.

3.4.1 Optisches Modell des Einspiegelsystems

Das optische Simulationsmodell des Einspiegelsystems ist in Abbildung 3.10 dargestellt. Die Strahlen beginnen bei dem hinterleuchteten Display, dessen Position eindeutig im Raum definiert ist. Weiterhin werden die Strahlen am ebenen Faltspiegel und am asphärisch geformten Combiner reflektiert und fallen in die Pupille des Fahrers, die alle Positionen innerhalb der Eyebox einnehmen kann. Die Strahlen vom Combiner werden zurückverfolgt und bilden im definierten Abstand das virtuelle Bild. Die Breite des Strahlengangs wird durch die seitlichen Abmessungen des Faltspiegels, des Combiners und der Pupille begrenzt.

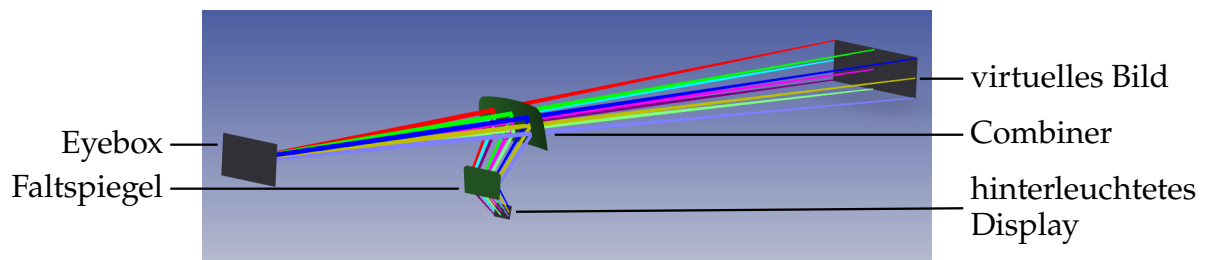


Abbildung 3.10: Optisches Simulationsmodell des Einspiegelsystems

Am Schnittpunkt der Fläche des Combiners mit dem mittleren Strahl des Strahlengangs wird das lokale Spiegelkoordinatensystem aufgespannt. Die gekrümmte Fläche des Combiners wird analytisch durch ein Polynom mit den beiden Variablen X_S und Y_S beschrieben. Die Z_S -Koordinate berechnet sich mit folgender Formel ([Zem17]):

$$Z_S(X_S, Y_S) = a_{00} + a_{10}X_S + a_{01}Y_S + a_{20}X_S^2 + a_{11}X_SY_S + \dots = \sum_{i,j=0}^g a_{ij}X_S^iY_S^j \quad (3.2)$$

g entspricht dem Grad des Polynoms und a_{ij} sind die Koeffizienten des Polynoms. Die Optimierung der optischen Verzerrungsparameter erfolgt während der initialen Auslegung des optischen Systems durch die Anpassung der Koeffizienten.

3.4.2 Optisches Modell des Mehrspiegelsystems

In Abbildung 3.11 ist das optische Simulationsmodell des untersuchten Mehrspiegelsystems gezeigt. Die Strahlen werden ausgehend vom hinterleuchteten Display über einen ebenen Faltspiegel, drei gekrümmte Spiegel und die Windschutzscheibe in die Pupille des Fahrers verfolgt. Ausgehend von der Position des Fahrers befindet sich das virtuelle Bild hinter der Windschutzscheibe und besitzt einen virtuellen Bildabstand von größer als drei Metern. Die Oberflächenformen der drei asphärischen Spiegel und

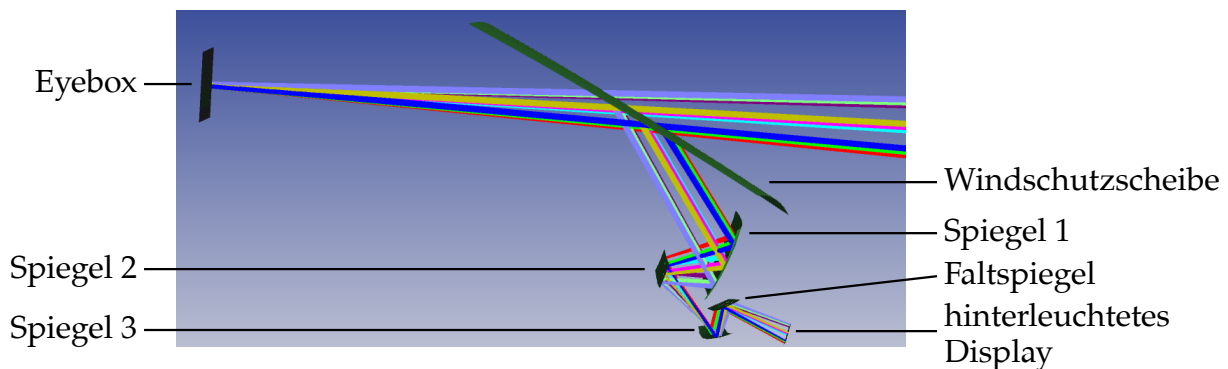


Abbildung 3.11: Optisches Simulationsmodell des Mehrspiegelsystems

der Windschutzscheibe werden wie der Combiner des Einspiegelsystems durch Polynome beschrieben.

3.4.3 Auswertung der Verzerrungsparameter

Die Auswertung der optischen Verzerrungsparameter erfolgt automatisiert durch ein Auswerte-Skript, welches für die Optikauslegung entwickelt wurde und bereits zu Beginn der Arbeit bereitstand. Das Auswerte-Skript bestimmt die optischen Verzerrungsparameter des Simulationsmodells nach der in Abschnitt 2.2.3 vorgestellten Methode. Die Strahlen des Testbildes werden ausgehend vom hinterleuchteten Display bis in die Pupille verfolgt und anschließend zum virtuellen Bild zurückverfolgt. Basierend auf den Koordinaten der Punkte des Testbildes werden die optischen Verzerrungsparameter (Rotation, X_V -Verzerrung, etc.) berechnet. Durch eine Wiederholung der Vorgehensweise für alle vordefinierten Eyebboxpositionen werden schließlich die optischen Verzerrungsparameter des Gesamtsystems simulativ bestimmt.

Basierend auf der beschriebenen Auswertungsmethodik werden während der Auslegung alle Spiegelformen hinsichtlich der optischen Verzerrungsparameter und des virtuellen Bildabstandes optimiert.

3.5 Optomechanische Simulationstechnik

Nach der Beschreibung der mechanischen und optischen Simulationsmodelle wird in den folgenden Abschnitten die entwickelte Methodik für optomechanische Simulationen vorgestellt. Entsprechend dem Informationsfluss wird zunächst der mechanische Teil, danach die Kopplung und schließlich der optische Teil beschrieben. Abschließend wird auf die Erweiterung für dynamische Lastfälle eingegangen.

3.5.1 Mechanik

Durch die mechanischen FEM-Simulationen werden in Abhängigkeit der definierten Lasten die Deformationen der Bauteile berechnet. Das Simulationsergebnis bei statischen und thermischen Lasten sind stationäre Deformationszustände.

Für die optomechanische Analyse sind die Koordinaten der Knoten an der Spiegeloberfläche von Interesse. Die globalen Koordinaten werden für die nachfolgenden Schritte aus dem Simulationsergebnis exportiert und in einer ASCII-Datei zwischengespeichert [GBG63]. Exemplarisch ist eine aus dem FEM-Ergebnis exportierte Punktwolke in Abbildung 3.12a dargestellt.

3.5.2 Kopplung

Die Hauptaufgabe der Kopplung ist es, die mechanisch simulierte Spiegeloberfläche für die optische Raytracing Simulation nutzbar zu machen. Da die Prozessierung der FEM-Daten direkten Einfluss auf die Ergebnisse der optischen Simulation hat, werden zwei Methoden zur Beschreibung der Spiegeloberfläche untersucht und bewertet.

Bei der ersten Methode wird die Spiegeloberfläche wie im ursprünglichem Design durch ein angepasstes Polynom repräsentiert. Damit wird eine gute Kompatibilität zum Auswertalgorithmus sichergestellt. Ein weiterer Vorteil des Polynoms liegt darin, dass es numerisches Rauschen der Spiegeloberfläche glättet.

Bei der zweiten Methode wird die Spiegelfläche durch eine Punktwolke mit regelmäßigem Raster beschrieben. Die Chance dieser Methode liegt darin, dass lokale Formabweichungen (bspw. Fertigungstoleranzen) besser aufgelöst werden und sich in Folge genauer auf die optischen Verzerrungsparameter auswirken können.

In den nächsten Abschnitten werden die beiden Methoden zur Beschreibung der Spiegeloberfläche vorgestellt. Anschließend wird die Methodik zur korrekten Positionierung und Ausrichtung der deformierten Spiegelfläche beschrieben.

Beschreibung durch ein angepasstes Polynom

Die Anpassung eines Polynoms an die Koordinaten der deformierten Spiegelfläche erfolgt durch ein *MATLAB*-Skript. Zunächst werden die Koordinaten automatisiert eingelesen. Die nachfolgende Anpassung des Polynoms wird mit der *Curve Fitting Toolbox* durchgeführt und basiert auf der Methode der kleinsten Quadrate [SK09]. Die Form des Polynoms entspricht dabei der ursprünglichen Form des Auslegungszustands (vgl. Abschnitt 3.4.1). Abschließend werden die Koeffizienten des Polynoms für die optische Simulation in einer ASCII-Datei gespeichert.

Die generelle Funktionsweise der Polynomanpassung ist in Abbildung 3.12a veranschaulicht. Die schwarzen Punkte repräsentieren einen Schnitt durch die Spiegeloberfläche. Sie wurden generisch erzeugt und für eine bessere Visualisierung mit einem Rauschen in Y-Richtung beaufschlagt. Der Vergleich der Punktwolke mit dem angepassten Polynom verdeutlicht die Glättung der Polynomanpassung.

Abbildung 3.12b zeigt exemplarisch eine 3D-Punktwolke aus der Simulation mit dem angepassten Polynom.

Beschreibung durch eine Punktwolke mit regelmäßigem Raster

Neben der Spiegelbeschreibungsmethode mit einem Polynom wird die Beschreibung durch eine Punktwolke untersucht. Die optische Simulationssoftware erwartet als Eingangsdaten eine Punktwolke mit regelmäßigem Raster in X_S und Y_S -Richtung (siehe

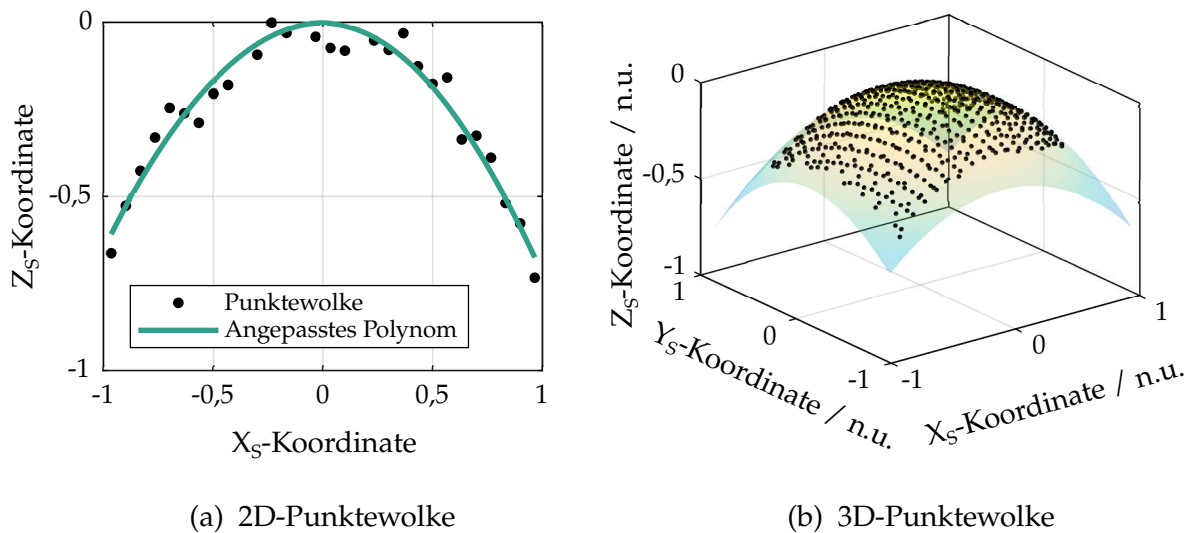


Abbildung 3.12: Veranschaulichung der Polynomapproximation

Grid Sag [Zem17]). Da die exportierte Punktwolke aus dem Simulationsergebnis nicht auf einem regelmäßigen Raster liegt, wird sie entsprechend durch ein *MATLAB*-Skript interpoliert. Die daraus resultierende Punktwolke wird abschließend in einer ASCII-Datei gespeichert und ist direkt für die optische Simulation nutzbar.

Positionierung und Ausrichtung

Mechanische Lasteinwirkungen auf optomechanische Systeme können zu Ausrichtungs- und Oberflächenformfehlern von optischen Elementen führen. Neben der Deformation der Spiegeloberfläche muss demnach auch die Positionierung und Ausrichtung korrekt berücksichtigt werden. Dies erfolgt in der optischen Simulationssoftware bei der Spiegelbeschreibung mit einem Polynom durch einen zweistufigen Prozess, welcher anhand Abbildung 3.13 nachfolgend beschrieben wird.

Als Ausgangslage wird das nominale optische System verwendet. Die Spiegelkoordinatensysteme werden für alle Spiegel individuell definiert. Der Ursprung eines Koordinatensystems liegt an dem Schnittpunkt der jeweiligen Spiegelfläche mit dem Mittenstrahl. Exemplarisch ist der Ursprung des Spiegelkoordinatensystems durch ein „x“ gekennzeichnet.

Im ersten Schritt wird die deformierte Spiegeloberfläche in die optische Simulationssoftware importiert. Da die mechanische Simulation und die Polynomapproximation im Spiegelkoordinatensystem erfolgt, werden Neigungsfehler automatisch korrekt berücksichtigt. Analog werden Verschiebungen in X_S - und Y_S -Richtung aufgrund der Methodik korrekt berücksichtigt.

Im zweiten Schritt erfolgt die Positionierung der Spiegeloberfläche in Z_S -Richtung. Dafür wird das lokale Spiegelkoordinatensystem explizit in Z_S -Richtung verschoben.

Der Betrag der Verschiebung entspricht dem Wert der Konstanten, welcher aus der Polynomanpassung resultiert. Weiterhin muss dabei beachtet werden, dass sich die globale Position der nachfolgenden optischen Elemente nicht verschiebt. Dies wird durch die Verwendung von sogenannten *Coordinate Breaks* sichergestellt [Zem17].

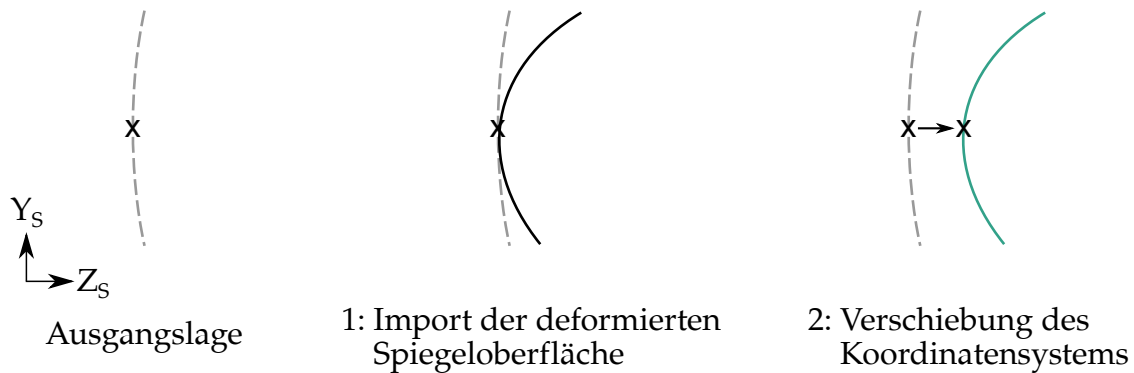


Abbildung 3.13: Schematische Darstellung der Vorgehensweise zur korrekten Positionierung und Ausrichtung bei der optischen Simulation

Bei der Spiegelbeschreibungsmethode durch eine Punktwolke werden die verschobenen und gedrehten Koordinaten übergeben. Dadurch wird die Verformung, Verschiebung und Verdrehung der Spiegeloberfläche korrekt berücksichtigt. Es entfällt die Notwendigkeit der Verschiebung des Koordinatensystems.

3.5.3 Optik

Für die optische Auswertung wurde im Rahmen der betreuten Masterarbeit [She15] eine Simulationsumgebung in *MATLAB* programmiert. Mithilfe der Simulationsumgebung können mehrere Deformationszustände nacheinander automatisiert ausgewertet werden. Dies ermöglicht eine schnelle und zuverlässige Simulation der optischen Verzerrungsparameter von verschiedenen Designs oder unterschiedlichen Lasten. Ferner können die Ergebnisse unterschiedlicher Spiegelbeschreibungsmethoden effizient miteinander verglichen werden.

Über *MATLAB* wird die gesamte Auswertung gesteuert:

- Laden des optischen Designs in die optische Simulationssoftware
- Laden der deformierten Spiegelfläche aus der ASCII-Datei (Ergebnis der Kopplung)
- Ersetzen der nominalen Spiegelform durch die deformierte Spiegelfläche
- Verschiebung der deformierten Spiegelfläche um die korrekte Positionierung sicherzustellen (nur im Fall der Spiegelbeschreibung durch Polynomanpassung)

- Auswertung und Speicherung der optischen Verzerrungsparameter durch das Auswerte-Skript

Die beschriebene Vorgehensweise wird automatisiert wiederholt, bis alle bereitgestellten Spiegeldeformationen abgearbeitet sind.

3.5.4 Gesamtüberblick

In Abbildung 3.14 ist die Vorgehensweise der optomechanischen Simulationstechnik zusammengefasst.

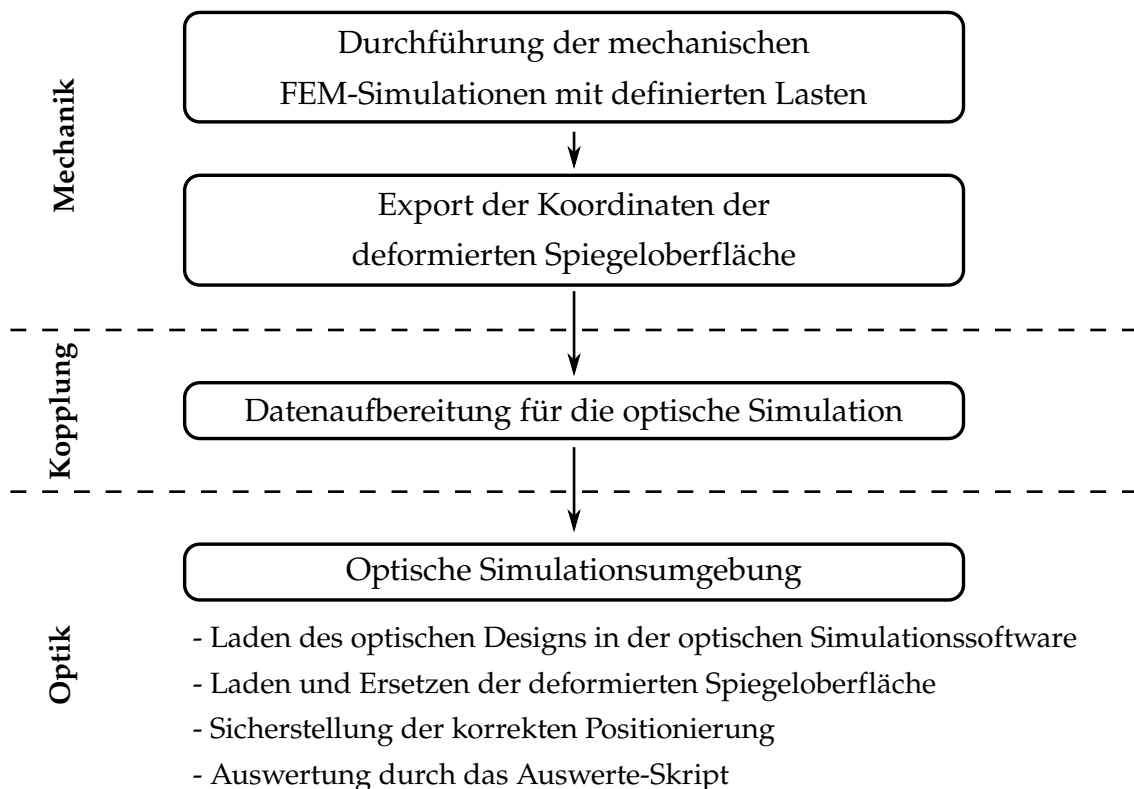


Abbildung 3.14: Gesamtüberblick der optomechanischen Simulationstechnik

3.5.5 Erweiterung für dynamische Lastfälle

Durch die beschriebene Methodik ist es möglich, stationäre Spiegeldeformationen infolge statischer oder thermischer Lasten zu simulieren und hinsichtlich der optischen Verzerrungsparameter zu bewerten. Die Vorgehensweise zur Bewertung von dynamischen Lasten wird nachfolgend erläutert.

Dynamische Anregungen der Spiegelbaugruppe haben zeitlich veränderliche Deformationszustände zur Folge. In Abbildung 3.15 ist exemplarisch eine Biegeschwingung um die untere Kante dargestellt. Für die optomechanische Bewertung werden die

Mittellage sowie die beiden Maximallagen als quasistatisch angesehen und stationär ausgewertet. Dieser Ansatz basiert auf der Erwartung, dass die beiden Maximallagen den größten und kritischsten Einfluss auf die optischen Verzerrungsparameter haben.

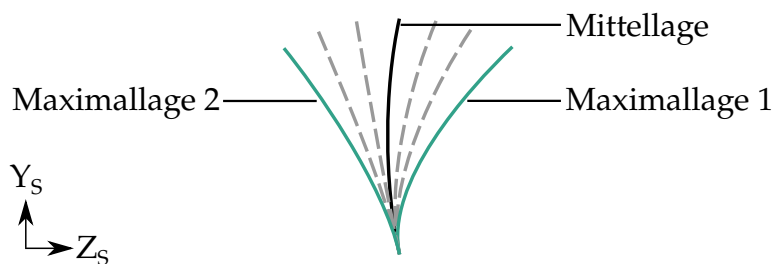


Abbildung 3.15: Exemplarische Biegeschwingung um die untere Kante zur Verdeutlichung der Nominal- und Maximallagen

Aus dem Ergebnis der dynamischen Simulation werden die Koordinaten der Spiegeloberfläche der beiden Maximallagen exportiert. Die Maximallagen aller Resonanzfrequenzen im zu betrachtenden Frequenzbereich werden individuell exportiert. Die nachfolgende Kopplung und optische Auswertung erfolgt entsprechend der Vorgehensweise bei stationären Deformationszuständen. Daraus resultieren die optischen Verzerrungsparameter. Für die Interpretation der Ergebnisse bietet es sich an, die Verzerrungsparameter der Mittellage und der beiden Maximallagen gegenüberzustellen. Dies verdeutlicht die Bandbreite der einzelnen Verzerrungsparameter im Verlauf einer Schwingungsperiode.

Dynamische Lasten führen typischerweise zu der Wahrnehmung von unscharfen und verwackelten Bildern. Dieser Effekt ist beispielsweise von alten Fahrzeugen bekannt, bei denen der Rückspiegel bei einer bestimmten Motordrehzahl in Resonanz gerät, was ein stark verschwommenes Spiegelbild zur Folge hat. Um diesen Effekt zu berücksichtigen wurde im Rahmen dieser Arbeit ein zweites Bewertungskriterium erarbeitet: die Punktverbreiterung.

Die Punktverbreiterung kann dadurch veranschaulicht werden, dass die Koordinaten des Testbildes im virtuellen Bild bei der Nominal- und den beiden Maximallagen gemeinsam dargestellt werden. Exemplarisch ist die Punktverbreiterung der Biegeschwingung aus Abbildung 3.15 in Abbildung 3.16 dargestellt. Die Steigung im oberen Bereich ändert sich stärker, weshalb sich die oberen Bildpunkte weiter bewegen. Neben der Darstellung des lokalen Bildzitterns werden auch die maximalen Schwingamplituden in X_V - und Y_V -Richtung als Bewertungsgrößen des Bildzitterns verwendet.

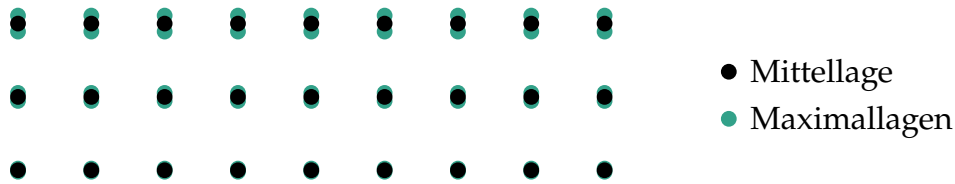


Abbildung 3.16: Exemplarisches Ergebnis der Punktverbreiterung bei einer Biegeschwingung um die untere Kante

Neben den optischen Verzerrungsparametern und der Punktverbreiterung gibt es viele weitere Faktoren, die Einfluss darauf haben, ob das virtuelle Bild als unangenehm oder verwackelt empfunden wird. Beispiele dafür sind die Frequenz der Spiegelschwingung, die Kopfbewegungen des Fahrers und die Verarbeitung der Bildinformationen durch das Gehirn. Die Fragestellung, inwiefern die vorgestellten Bewertungskriterien bei dynamischen Lasten mit dem subjektiven Empfinden des virtuellen Bildes korreliert, geht über den Rahmen dieser Arbeit hinaus.

Für die Untersuchung der Korrelation müssten Fahrstudien mit vielen Probanden durchgeführt werden. Denkbar wäre beispielsweise einen Grenzwert für die Punktverbreiterung zu identifizieren, ab dem die meisten Probanden Bildzittern als störend wahrnehmen.

3.6 Einflussgrößen bei der Modellierung

Die optomechanische Simulationsmethodik wird durch Experimente optimiert und verifiziert. Das Ishikawa-Diagramm in Abbildung 3.17 fasst die Größen zusammen, die das Modellierungsergebnis beeinflussen können [Ish76]. Aufgrund von Vereinfachungen und Annahmen, die mit jeder Modellierung einhergehen, können diese Einflussgrößen zu Abweichungen im Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen führen. Die wichtigsten Einflussgrößen im Ishikawa-Diagramm sind fett gedruckt dargestellt. Die Formabweichungen der Bauteile aufgrund der Fertigungstoleranz sowie die Glasfaserverteilung des Trägers haben erwartungsgemäß den größten Einfluss auf das mechanische Simulationsergebnis. Für die Kopplung und die optische Auswertung wird erwartet, dass die Art der Spiegelbeschreibung den größten Einfluss hat. Ansätze zur Untersuchung und Optimierung dieser Faktoren sind in diesem Abschnitt beschrieben.

Simulationsbasierte Einflussfaktoren (Elementtypen, Vernetzungsdichte) werden durch Konvergenzstudien optimiert, wodurch der Einfluss auf das Ergebnis minimiert und vernachlässigbar wird. Einflussgrößen, die durch die Bauteile und das Experiment

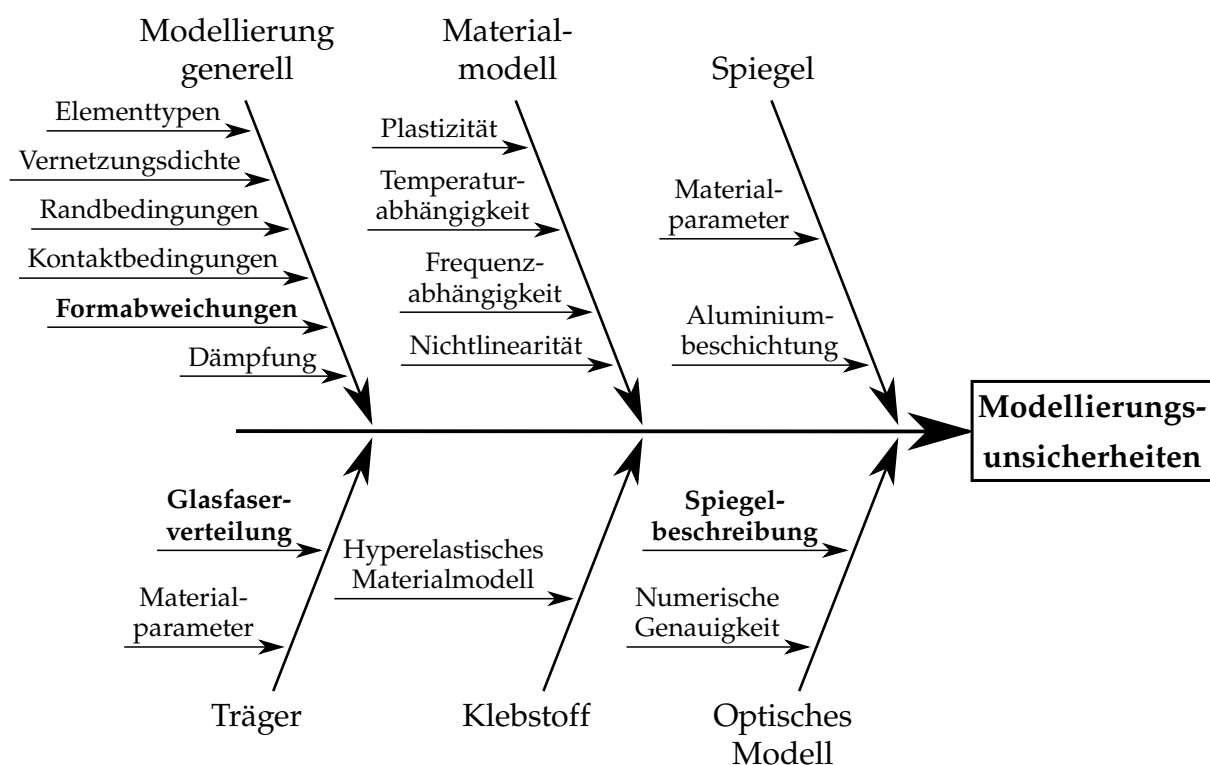


Abbildung 3.17: Ishikawa-Diagramm der Einflussgrößen der Modellierung

bedingt sind (Randbedingungen, Dämpfung, Materialparameter), werden an die experimentellen Ergebnisse angepasst, um eine bestmögliche Basis für die optische Auswertung zu ermöglichen. Der Einfluss der weiteren Faktoren auf die Modellergebnisse wird aufgrund der sehr geringen Deformationen als vernachlässigbar gering eingeschätzt.

4 Experimentelle Vorgehensweise

Die in dieser Arbeit entwickelte Simulationsmethodik zur Bewertung des optomechanischen Systemverhaltens wird auf Basis des Einspiegelsystems unter statischen Lasten optimiert und verifiziert. Die Experimente werden mit halterlosen Combinern durchgeführt. Das mechanische Deformationsverhalten der Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelssystems wird bei thermischen und dynamischen Lasten verifiziert. Für diese Experimente wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit Spiegelbaugruppen sowie Vorrichtungen entwickelt und hergestellt.

Die Herstellung der Spiegelbaugruppen wird zu Beginn des Kapitels erläutert. Weiterhin wird die geometrische Vermessung der Bauteile sowie die Messung der optischen Verzerrungsparameter beschrieben. Auf die konkrete Vorgehensweise bei den statischen, thermischen und dynamischen Experimenten wird nachfolgend eingegangen. Abgeschlossen wird das Kapitel durch die Auflistung und Bewertung der experimentellen Einflussfaktoren.

4.1 Herstellung der Spiegelbaugruppen

Für die experimentelle Verifizierung der Spiegelbaugruppe wurden Spiegelbaugruppen hergestellt. Ziel der Untersuchung war es, das Deformationsverhalten der mechanischen Simulation bei zwei verschiedenen Klebegeometrien zu verifizieren. Der Einfluss der Klebegeometrie kann dadurch differenziert untersucht werden.

Die Herstellung des Spiegels (siehe Abbildung 3.3) wurde extern durch einen Spiegelhersteller beauftragt. Ebenso wurde der Träger (siehe Abbildung 3.5) durch einen externen Zulieferer gefertigt. Dadurch, dass die Klebefläche des Trägers die gleiche sphärische Form wie der Spiegel besitzt, können unterschiedliche Klebegeometrien realisiert werden.

Da die Verklebung einen direkten Einfluss auf das mechanische Verhalten der Spiegelbaugruppe hat, wurde das kontrollierte Verkleben der Baugruppe eigenständig an einer Klebelinie für Musterteile durchgeführt. Dadurch konnten gleiche Bedingungen für alle Spiegelbaugruppen sichergestellt werden.

Die nachfolgenden Unterkapitel beschreiben die Auswahl der Klebegeometrie sowie den Klebeprozess der Spiegelbaugruppen.

4.1.1 Auswahl der Klebegeometrien

Die Auswahl der zwei Klebegeometrien basierte auf einer Voruntersuchung, in der simulativ der Einfluss unterschiedlichster Klebegeometrien analysiert wurde. Insgesamt wurden mehr als 20 verschiedene Klebegeometrien mit zwei, drei, vier oder fünf Klebeflächen simuliert. Eine exemplarische Auswahl vielversprechender Klebegeometrien ist in Abbildung 4.1 dargestellt.

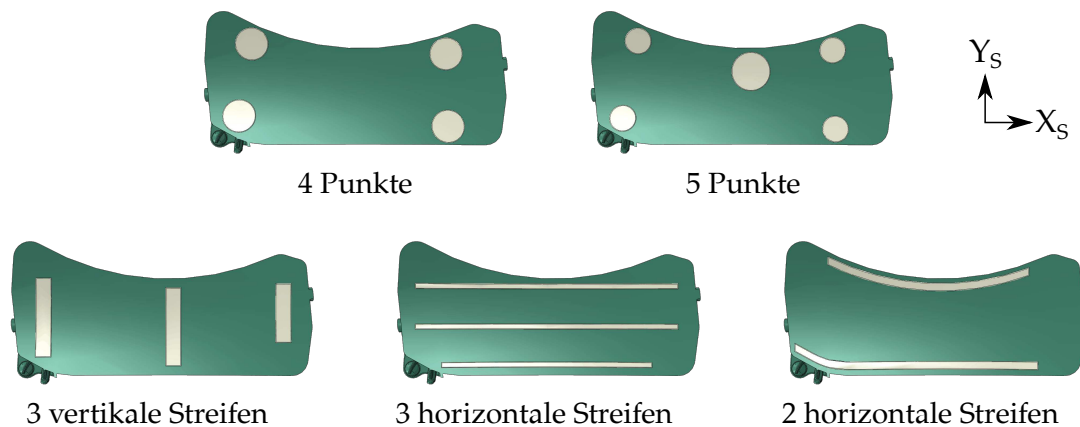


Abbildung 4.1: Exemplarische Auswahl vielversprechender Klebegeometrien

Für die experimentelle Modellverifizierung wurden zwei Klebegeometrien ausgewählt, die sowohl hinsichtlich thermischer als auch dynamischer Bewertungskriterien eine gute Performance zeigten. Das erste Bewertungskriterium war die maximale Deformation der Spiegeloberfläche in Z_S -Richtung infolge einer Temperaturänderung von 20 auf 85 °C. Es wurde verwendet, um den Einfluss der Wärmeausdehnung auf die optischen Verzerrungsparameter abzuschätzen. Eine geringere Deformation wird hinsichtlich der Verzerrungsparameter als vorteilhaft eingeschätzt.

Die Höhe der ersten Resonanzfrequenz der Spiegelbaugruppe wurde als zweites Bewertungskriterium herangezogen. Je höher die erste Resonanzfrequenz liegt, desto kleiner wird die Schwingungsamplitude. Zudem wird bei höheren Frequenzen weniger Energie durch Fahrzeugschwingungen in das optische System eingekoppelt. Dementsprechend sind höhere Resonanzfrequenzen hinsichtlich des optomechanischen Verhaltens von Vorteil.

In Tabelle 4.1 sind die Simulationsergebnisse von fünf repräsentativen Klebegeometrien zusammengefasst. Die Simulationsergebnisse sind für eine leichtere Vergleichbarkeit auf die Ergebnisse der Klebegeometrie „3 horizontale Streifen“ normiert. Da die Simulationsergebnisse dieser Voruntersuchung auf einem nicht-verifizierten Modell basieren und lediglich relative Einflüsse bewertet werden, wird auf eine detaillierte Auflistung aller Simulationsergebnisse verzichtet.

Tabelle 4.1: Thermomechanische und dynamische Simulationsergebnisse der Spiegelbaugruppe zur Auswahl der Klebegeometrie

Klebegeometrie	Thermomechanische Deformation / n.u.	Erste Resonanzfrequenz / n.u.
4 Punkte	1,08	1,06
5 Punkte	1,08	1,06
3 vertikale Streifen	1,09	1,03
3 horizontale Streifen	1,00	1,00
2 horizontale Streifen	1,07	1,04

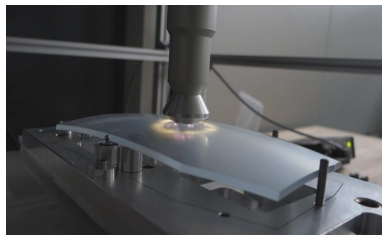
Der absolute Unterschied der thermomechanischen Deformationswerte beträgt 13 μm , wohingegen der absolute Unterschied der ersten Resonanzfrequenzen 8 Hz beträgt. Auf Basis dessen wurde das Kriterium der Resonanzfrequenz als wichtiger erachtet. Für die experimentelle Verifizierung wurden deshalb die beiden Klebegeometrien mit den höchsten Resonanzfrequenzen (4-Punkte und 5-Punkte Klebegeometrie) ausgewählt.

4.1.2 Verklebung der Spiegelbaugruppe

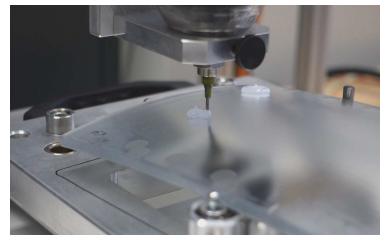
Die Verklebung der Spiegel und Träger erfolgte auf einer Klebelinie für Testmuster. Für die Aufnahme der Spiegel und Träger wurden Vorrichtungen konstruiert und hergestellt. Die genaue Positionierung der Bauteile zueinander erfolgte durch die Vorrichtungen.

Vor Beginn des Klebprozesses wurden die Klebeflächen an der Spiegelrückseite und an der Trägervorderseite mit Methanol gereinigt. Die weitere Vorgehensweise ist nachfolgend zusammengefasst und in Abbildung 4.2 veranschaulicht.

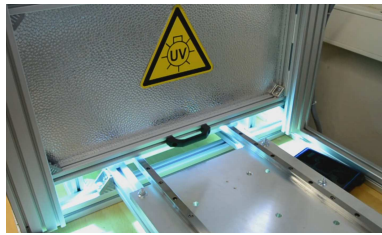
1. Roboterunterstützte Plasma-Aktivierung beider Klebeflächen zur Verbesserung der Adhäsion des Klebstoffes
2. Roboterunterstützter Klebstoffdispens auf die Spiegelrückseite
3. Aktivierung des Klebstoffes durch UV-Belichtung
4. Definiertes Fügen des Spiegels und des Trägers



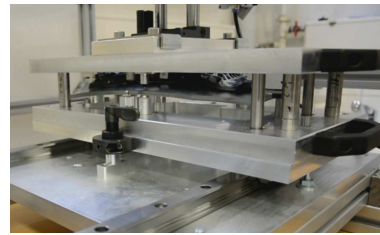
1. Plasma-Aktivierung



2. Klebstoffdispens



3. UV-Aktivierung



4. Fügeprozess

Abbildung 4.2: Arbeitsschritte bei der Spiegelverklebung

Insgesamt wurden im Rahmen dieser Arbeit 20 Spiegelbaugruppen für nachfolgende Experimente verklebt, davon jeweils zehn Baugruppen mit vier und fünf Klebepunkten. Die dafür verwendeten Träger und Spiegel wurden vorab gemessen und vorausgewählt.

Nach dem Fügevorgang blieben die Spiegelbaugruppen für 48 Stunden in den Vorrichtungen, um eine komplette Vernetzung und Aushärtung des Klebstoffes sicherzustellen.

Zur Relaxation der Eigenspannungen und zur Homogenisierung der Muster wurden alle Bauteile vor und nach dem Verkleben einer Temperaturlagerung ausgesetzt. Die Lagerung der Bauteile erfolgte nach dem in Abbildung 4.3 dargestellten Ablauf:

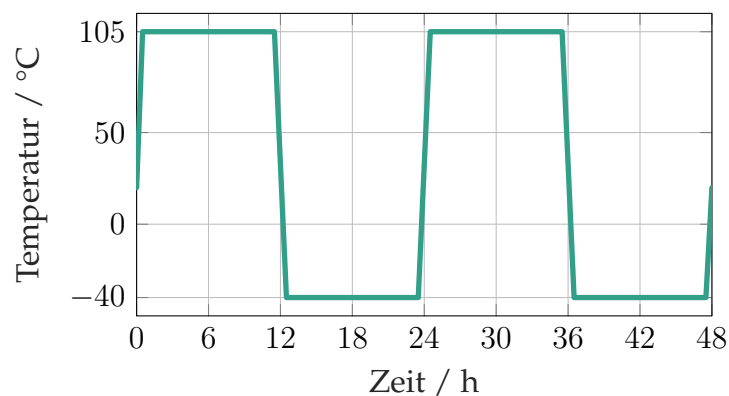


Abbildung 4.3: Zeitlicher Verlauf der Temperaturlagerung

4.2 Geometrische Vermessung

Nachfolgend wird auf die geometrische Vermessung der Träger und Spiegel eingegangen. Die Messdaten dienen zur Vorauswahl der Bauteile und als Eingangsgrößen für die mechanischen und optischen Simulationen.

4.2.1 Vermessung der Träger

Die Spiegelträger wurden mit einem 3D-Scanner auf Basis des Triangulationsprinzips vermessen (siehe Abschnitt 2.4.1). Verwendet wurde das Messsystem ATOS Core mit einem 300 mm Messkopf der Firma GOM. Die spezifizierte Messgenauigkeit für die Größe des Trägers beträgt $\pm 40 \mu\text{m}$ [GOM13].

Das Messergebnis ist eine dreidimensionale Punktwolke, die der Geometrie des gemessenen Bauteils entspricht. Die Punktwolke wird weiterhin durch die Auswertesoftware des Messsystems über einen Best-Fit-Algorithmus an der Nominalgeometrie ausgerichtet. Dies ermöglicht die Darstellung der geometrischen Abweichung des gemessenen Bauteils zur Nominalgeometrie. Ein exemplarisches Messergebnis eines Trägers ist in Abbildung 4.4 zu sehen. Die an der Nominalgeometrie ausgerichtete Punktwolke kann schließlich aus der Messsoftware exportiert und für die Anpassung des mechanischen Simulationsmodells verwendet werden (siehe Abschnitt 3.3.3).

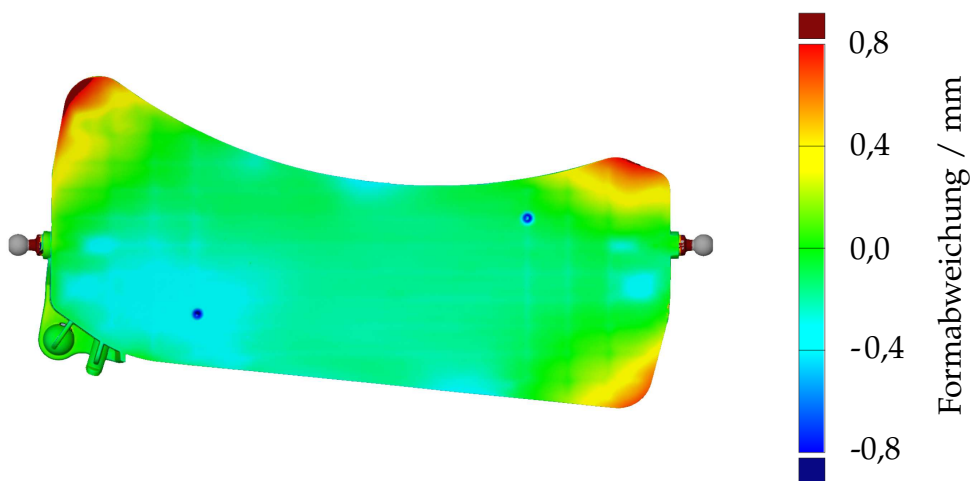


Abbildung 4.4: Exemplarisches Messergebnis der fertigungsbedingten Formabweichung eines Trägers

4.2.2 Vermessung der Spiegel

Die Oberflächenform der Spiegel wurde deflektometrisch mittels Streifenprojektion gemessen (siehe Abschnitt 2.4.2). Die Messungen wurden mit dem System SpecGAGE-3D des Herstellers 3D-Shape durchgeführt. Die Genauigkeit des Messsystems beträgt $\pm 3 \mu\text{m}$ [Isr15].

Der große Messbereich des Messsystems erlaubt die vollflächige Messung aller untersuchter Spiegel. Vorteilhaft sind außerdem die vollautomatische Messung und Auswertung sowie die schnelle Messzeit von etwa 60 Sekunden. Als Messergebnis liegt abschließend eine dreidimensionale Punktwolke der Spiegeloberfläche vor. Die Ausrichtung der gemessenen Punktwolke an der Nominalgeometrie erfolgt durch die Auswertesoftware und ermöglicht die Darstellung der Formabweichungen (siehe Abbildung 4.5). Dies hat zur Folge, dass sich die ausgerichtete Punktwolke im Spiegelkoordinatensystem befindet und weiterhin direkt im Simulationsmodell berücksichtigt werden kann (siehe Abschnitt 3.3.3).

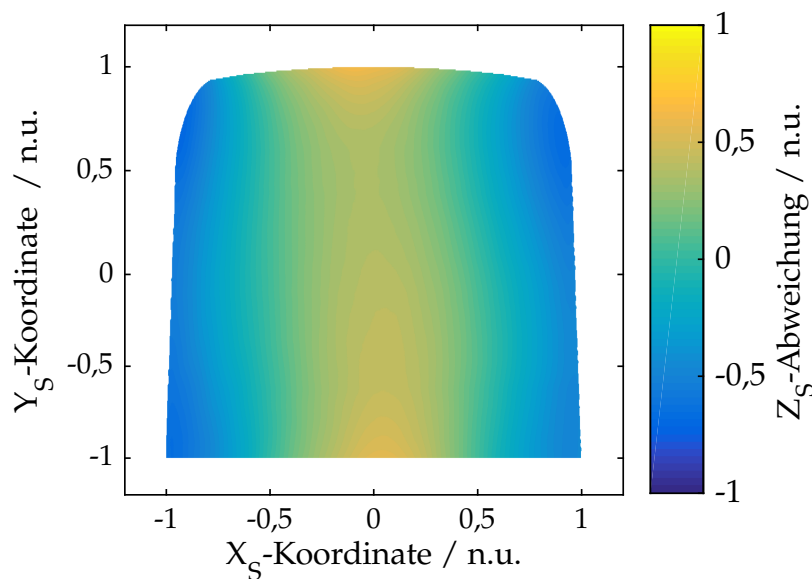


Abbildung 4.5: Exemplarisches Messergebnis der fertigungsbedingten Formabweichung eines Combiners

Bauteile, die durch ein Kunststoffspritzgussverfahren hergestellt werden, zeigen meist einen gleichartigen Verzug. Als Vergleichsmaß für gleichgeartete Formabweichungen bietet sich der Peak-Valley-Wert (PV-Wert) an. Er beschreibt die Summe der maximalen Differenz in positiver und in negativer Richtung

$$\text{PV - Wert} = \Delta_{max} + \Delta_{min} \quad (4.1)$$

und ist in Abbildung 4.6 veranschaulicht.

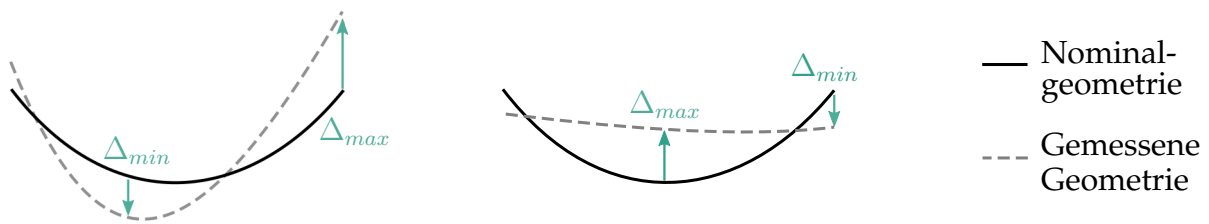


Abbildung 4.6: Veranschaulichung des PV-Werts

4.3 Messung der optischen Verzerrungsparameter

Nachfolgend wird der Messaufbau zur Bestimmung der optischen Verzerrungsparameter von Head-Up-Displays beschrieben. Der verwendete Messaufbau wird im Entwicklungsumfeld für die Charakterisierung von Combiner Head-Up-Displays genutzt. Er bietet die Möglichkeit, komplette Module aufzunehmen und vollautomatisch die optischen Verzerrungsparameter des Gesamtsystems zu bestimmen. Abbildung 4.7 zeigt den schematischen Aufbau des Messaufbaus.

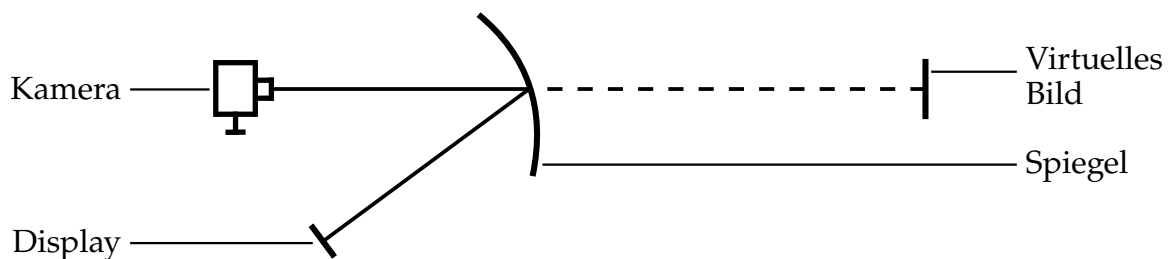


Abbildung 4.7: Schematische Darstellung des Messaufbaus zur Bestimmung der optischen Verzerrungsparameter

Das virtuelle Bild wird durch eine Kamera aufgenommen, welche an einem Roboterarm befestigt ist. Der Roboterarm fährt alle definierten Eyeboxpositionen sequentiell ab und macht aus jeder Position eine Aufnahme des virtuellen Bildes. Aus jeder Aufnahme werden die optischen Verzerrungsparameter durch einen Bilderkennungsalgorithmus extrahiert. Abschließend werden die größten Verzerrungswerte über alle Eyeboxpositionen in den Verzerrungsparametern des Gesamtsystems zusammengetragen (vgl. Abschnitt 2.2.5).

Aufgrund der begrenzten Kameraauflösung, des Kalibrierungsvorgangs und des Bilderkennungsalgorithmus ergeben sich folgende Messgenauigkeiten für die drei ausgewählten Verzerrungsparameter:

- Rotation: $\pm 0,2^\circ$
- X_V -Verzerrung: $\pm 0,5^\circ$
- Y_V -Verzerrung: $\pm 0,2^\circ$

Die schlechtere Messgenauigkeit der χ_V -Verzerrung wird dadurch begründet, dass die Höhe des Bildes geringer als dessen Breite ist. Demnach führt eine Ungenauigkeit aufgrund der Auflösung bei diesem Parameter zu einer größeren Ungenauigkeit des Winkels.

4.4 Experimentelle Vorgehensweise

In den folgenden Abschnitten werden die durchgeführten Experimente für die Verifizierung der optomechanischen Simulationsmethodik beschrieben. Zunächst wird auf die entwickelte Vorrichtung und die Durchführung der statischen Experimente auf Basis eines Combiner Head-Up-Displays eingegangen. Die entwickelte Vorrichtung für die thermischen und dynamischen Experimente mit der Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems wird anschließend beschrieben. Weiterhin wird die Vorgehensweise bei den thermischen und dynamischen Experimenten vorgestellt.

Einfachheitshalber wird im weiteren Verlauf der Arbeit die Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems mit vier Klebepunkten als 4P-Baugruppe bezeichnet sowie die Baugruppe mit fünf Klebepunkten als 5P-Baugruppe.

4.4.1 Vorrichtung für Combiner

Die verwendete Vorrichtung wurde im Rahmen der betreuten Bachelorarbeit [Bal15] entsprechend den Anforderungen der Modellbildung ausgelegt (vgl. Abschnitt 3.1). Die Vorrichtung nimmt halterlose Combiner auf und positioniert sie korrekt in Relation zum einfallenden Strahlengang. Eine integrierte Einbaumessschraube ermöglicht eine definierte Deformation des aufgenommenen Combiners. Sie besitzt eine Skala von 0,01 mm.

Die Grundkörper der Vorrichtung bestehen aus Aluminium. Die drei Auflager sowie die drei Stifte sind aus Stahl (siehe Abbildung 3.2a). In Abbildung 4.8 ist das CAD-Modell der Vorrichtung ohne Combiner dargestellt. Die beiden Bohrungen in der Rückplatte der Vorrichtung sind für die definierten Lastangriffspunkte links und zentral vorgesehen.

Weiterhin ist die Vorrichtung kompatibel zum Messaufbau, mit welchem die optischen Verzerrungsparameter bestimmt werden. Eine weitere Vorrichtung, welche bereits zu Beginn der Untersuchungen verfügbar war, übernimmt die korrekte Positionierung und Ausrichtung des hinterleuchteten Displays (vgl. Abbildung 4.7). Durch die beiden Vorrichtungen wird ein funktionales Head-Up-Display imitiert, das mit dem üblichen Messvorgang charakterisiert werden kann.

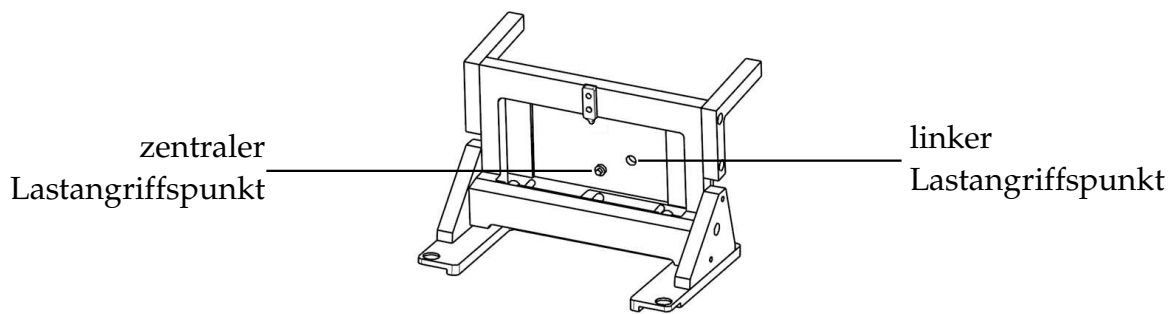


Abbildung 4.8: CAD-Modell der Combiner Vorrichtung

4.4.2 Statische Lasten

Vor Beginn der Messung müssen die Vorrichtungen zur Halterung des Combiners und zur Halterung des hinterleuchteten Displays montiert werden. Weiterhin wird der zu vermessende Combiner in die Combiner Vorrichtung gelegt. Der Kontaktierungspunkt der Einbaumessschraube wird nachfolgend gesucht. Dafür wird das Livebild der Kamera vergrößert betrachtet. Die Position bevor sich das virtuelle Bild minimal verzerrt, wird als Nullpunkt definiert.

Durch die kraftlose Kontaktierung der Einbaumessschraube wird die Position des Combiners eindeutig bestimmt. In dieser Position befindet sich der Combiner im undefor mierten Zustand, in der die erste Messung der optischen Verzerrungsparameter über alle Eyeboxpositionen durchgeführt wird. Anschließend wird der Combiner durch die Einbaumessschraube in 0,1 mm Schritten deformiert, die optischen Verzerrungsparameter werden jeweils gemessen. Dieser Vorgang wird so lange wiederholt, bis der Bilderkennungsalgorithmus fehlschlägt. Dies geschieht typischerweise, wenn sich das Testbild so sehr verzerrt, dass die Punkte und Linien des Testbildes nicht mehr eindeutig unterscheidbar werden.

Das Ergebnis einer Messreihe sind die Verzerrungsparameter sowie die virtuellen Bilder aller Eyeboxpositionen über die unterschiedlichen Deformationszustände. Der reale Messaufbau ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Unter Berücksichtigung der verfügbaren Combiner und der verfügbaren Messzeit wurde der nachfolgend beschriebene Versuchsplan ausgearbeitet. Für die statischen Experimente wurden fünf Combiner mit geringer Fertigungstoleranz bereitgestellt. Die Formabweichungen aller Spiegel wurden gemessen und der Spiegel mit der geringsten Formabweichung wurde für die statischen Experimente ausgewählt.

Mit diesem Combiner wurden zunächst fünf Messreihen mit zentraler und anschließend fünf Messreihen mit linksseitiger Deformation durchgeführt. Zwischen den Messreihen wurde der Combiner jeweils komplett aus- und eingebaut und der Nullpunkt wurde neu bestimmt. Insgesamt wurden zehn Datensätze im unverformten Zustand gemessen.

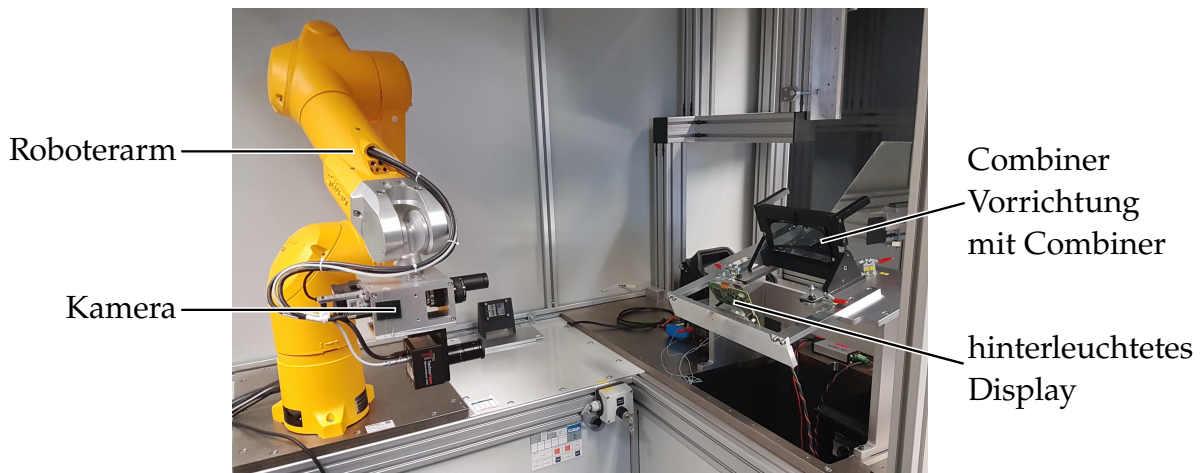


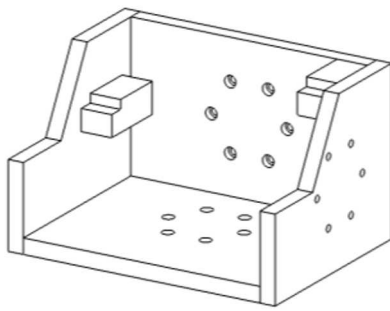
Abbildung 4.9: Optischer Messaufbau mit Combiner Vorrichtung

4.4.3 Vorrichtung für Spiegelbaugruppen

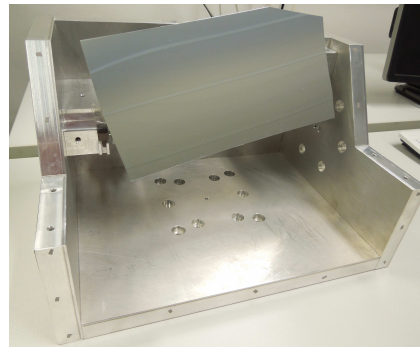
Die Vorrichtung zur Aufnahme der Spiegelbaugruppen für die thermischen und dynamischen Experimente wurde im Rahmen der betreuten Masterarbeit [Chu15] entwickelt und hergestellt. Die wesentliche Anforderung an die Vorrichtung war, dass die Spiegelbaugruppen entsprechend der realen Randbedingungen aufgenommen werden. Dementsprechend wurden die Fest- und Loslagerung sowie der Feder-Pin-Kontakt konstruiert. Ebenso wurde die korrekte Orientierung der Spiegelbaugruppe im Fahrzeugkoordinatensystem bei der Konstruktion berücksichtigt. Als zusätzliche Rahmenbedingung ist die Kompatibilität zum Shaker zu nennen, mit welchem die dynamischen Experimente durchgeführt werden. Im Rahmen der Auslegung wurde die Vorrichtung simulativ hinsichtlich hohen Resonanzfrequenzen optimiert. Dadurch konnte sichergestellt werden, dass keine Resonanzfrequenz der Vorrichtung unter 200 Hz auftritt.

Die Vorrichtung besteht aus Aluminium. Die Federelemente des Fest- und des Loslagers aus Federstahl sowie der Pin des Feder-Pin-Kontakts aus Kunststoff wurden unverändert übernommen. Abbildung 4.10a zeigt das CAD-Modell der Vorrichtung und in Abbildung 4.10b ist die reale Vorrichtung mit einer montierten Spiegelbaugruppe abgebildet. Die Fest- und Loslagerung der seitlichen Kugelpapfen der Spiegelbaugruppen erfolgte analog zur Aufnahme im System. Bei der Festlagerung links wurde eine kugelförmige Aussparung in den Aufnahmeblock gefräst (siehe Abbildung 4.11a). Die Loslagerung rechts wurde durch eine zylindrische Aussparung realisiert. Durch Stahlfedern werden die Kugelpapfen in den Aussparungen gehalten.

Die schematische Funktionsweise des Feder-Pin-Kontakts ist in Abbildung 3.4b zu sehen. Der experimentell umgesetzte Feder-Pin-Kontakt ist in Abbildung 4.11b dargestellt.



(a) Schematische Darstellung ohne Spiegelbaugruppe



(b) Foto der hergestellten Vorrichtung mit Spiegelbaugruppe

Abbildung 4.10: Vorrichtung für Spiegelbaugruppen



(a) Festlagerung



(b) Feder-Pin-Kontakt

Abbildung 4.11: Experimentelle Umsetzung der Verbindungselemente

4.4.4 Thermische Lasten

Bei der Messung der thermomechanischen Deformation von Bauteilen gibt es viele Einflussfaktoren. Neben der Messung muss eine einsichtige und ausreichend große sowie vibrationsarme Möglichkeit der Kühlung und der Erwärmung gewährleistet werden. Zudem wird ein vibrationsarmer und langzeitstabiler Messaufbau benötigt. Die Messungen für die vorliegende Arbeit wurden intern beauftragt und durchgeführt. Gemessen wurde mit einem Messsystem auf Basis der elektronischen Specklemuster-Interferometrie (vgl. Abschnitt 2.4.3). Der große Vorteil dieses Messverfahrens im Vergleich zur Triangulation ist die höhere Messgenauigkeit senkrecht zur Messebene. Im Fall der Spiegelbaugruppe entspricht das der Z-Richtung, welche für die optomechanische Auswirkung besonders interessant ist.

Die Messungen wurden mit dem ESPI-Messsystem Q-300 der Firma Dantec Dynamics durchgeführt. Die Messgenauigkeit beträgt $1 \mu\text{m}$ [Dan14].

Messvorgang

Vor der Messung wird die zu vermessende Spiegelbaugruppe in der Vorrichtung montiert. Die Vorrichtung wird anschließend in die im Messaufbau integrierte Temperaturkammer gestellt. Die Messung des Temperatureausdehnungsverhaltens der Spiegeloberfläche erfolgt im Fahrzeugkoordinatensystem.

Da die Erwärmung der Temperaturkammer kontrollierter und vibrationsärmer abläuft als die Abkühlung, wird während der Messungen lediglich erwärmt. Vor der Messung wird die Kammer auf -40 °C abgekühlt und für eine komplette Durchwärmung der Spiegelbaugruppe für eine Stunde bei der Temperatur gehalten. Anschließend wird die Messung gestartet und die Kammer kontrolliert mit 1 K/min aufgeheizt. Bei Erreichen von 20 °C , 85 °C und 105 °C wird die Temperatur jeweils für eine Stunde gehalten, um eine komplette Durchwärmung der Spiegelbaugruppe sicherzustellen.

Da in der thermomechanischen Simulation der komplett durchwärmte Zustand berechnet wird, sind für die Verifizierung die Zeitpunkte nach der Haltezeit von einer Stunde relevant. Aus der Messung resultiert das Deformationsverhalten in X-, Y- und Z-Richtung bei den Temperaturen -40 °C , 85 °C und 105 °C im Vergleich zur Referenztemperatur von 20 °C . Das entspricht den Temperaturdifferenzen -60 K , $+65\text{ K}$ und $+85\text{ K}$.

Die Messungen bei Tieftemperatur sind mit einer höheren Ungenauigkeit behaftet als bei Hochtemperatur. Dies liegt daran, dass die Schlierenbildung der Luft sowie ein Beschlagen der Scheibe der Temperaturkammer bei Tieftemperatur negativen Einfluss auf die Messung haben. Zudem nimmt die Messgenauigkeit auch bei sehr hohen Temperaturen tendenziell ab. Demzufolge ist die Messung bei 85 °C am aussagekräftigsten.

Versuchsplan

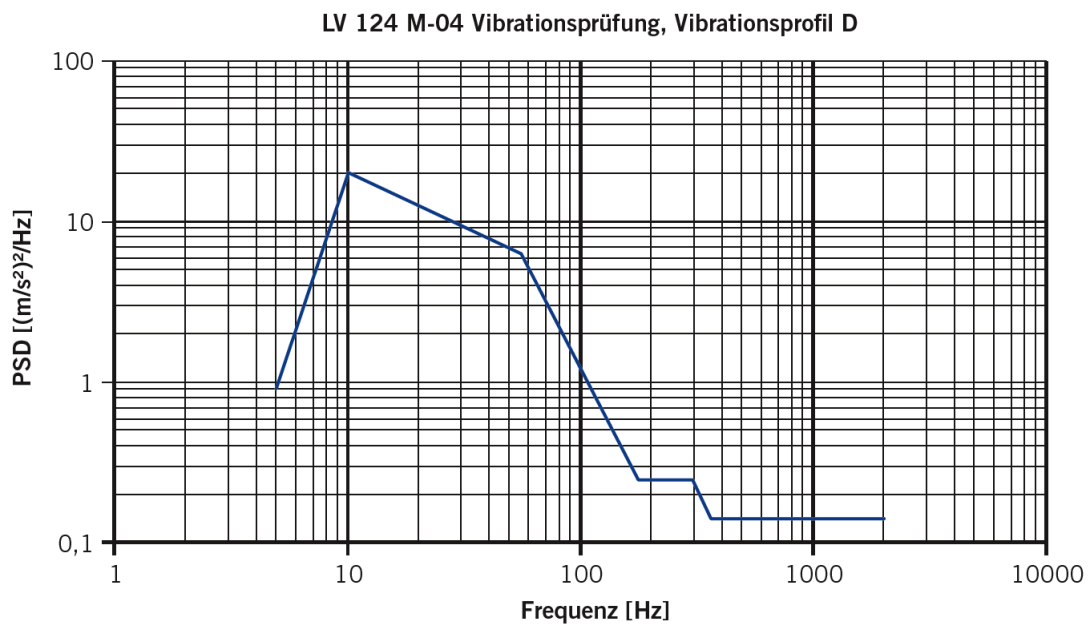
Bei der Versuchsplanung wurde berücksichtigt, dass die thermomechanischen Messungen beauftragt werden müssen, hohen manuellen Aufwand erfordern und sehr zeitintensiv sind. Zudem wird der Einfluss der Fertigungstoleranzen auf das Ausdehnungsverhalten als gering eingeschätzt. Aus diesen Gründen wurde jeweils eine 4P-Baugruppe und eine 5P-Baugruppe mit typischen Formabweichungen thermomechanisch untersucht.

4.4.5 Dynamische Lasten

Das dynamische Simulationsmodell der Spiegelbaugruppe wird durch Messungen mit einem scannenden Laser-Doppler-Vibrometer verifiziert, welches nachfolgend als Vibrometer abgekürzt wird. Die vibrometrischen Messungen werden mit dem System

PSV-300 des Herstellers Polytec durchgeführt [Pol07]. Die Schwingungsanregung erfolgt mit dem Shaker SW2-2320 der Firma RMS.

Die Definition des für die Messungen relevanten Frequenzbereichs basiert auf typischen Vibrationsprofilen für Anzeigeeinstrumente im Automobilbereich. Exemplarisch ist in Abbildung 4.12 ein entsprechendes Vibrationsprofil einer Rauschanregung dargestellt. Es zeigt den Energieeintrag über der Frequenz, welcher oberhalb von 200 Hz vergleichsweise gering ist. Auf dieser Basis wurde die Erwartung definiert, dass das Simulationsmodell bis 200 Hz mit den Messergebnissen übereinstimmen soll.



⑤ Regelkanal der Rauschprüfung nach VW 80101:2009 § 4.1 für Karosserieanbauteile Schärfegrad 2

Abbildung 4.12: Typisches Vibrationsprofil für Anzeigeeinstrumente im Automobilbereich [SB13a]

Die Verifizierung des Modells erfolgt zweistufig. Im ersten Schritt werden die Resonanzfrequenzen und die Schwingungsformen verifiziert. Die Bauteile werden dafür mit einer unregelmäßigen und sehr geringen Schwingungsamplitude angeregt. Dadurch werden nichtlineare mechanische Effekte minimiert sowie eine mögliche Zerstörung der Spiegelbaugruppen vermieden.

Im zweiten Schritt werden die Dämpfungsparameter des Simulationsmodells optimiert und verifiziert, um zuverlässig Schwingungsamplituden berechnen zu können. Die amplitudentreuen Messungen werden bei einer geregelten Schwingbeschleunigung von 2 m/s^2 durchgeführt, was dem im Automobilbereich typischen Wert einer geringen Anregung entspricht.

Die Verifizierung der Schwingungsamplituden findet repräsentativ anhand eines Messpunktes auf der Spiegeloberfläche statt. Im Experiment haben neben der Schwingungsform auch die Ausprägung der Resonanzüberhöhung sowie die Signalqualität Einfluss

auf die gemessene Schwingungsamplitude. Deshalb wird die Position des repräsentativen Messpunktes durch Vorversuche bestimmt. In Abbildung 4.13 sind die Messpositionen der Vorversuche markiert, an denen amplitudentreue Messungen durchgeführt werden. Ausgewählt wird weiterhin die Messposition, die alle auftretenden Resonanzüberhöhungen bis 200 Hz am besten zeigt.

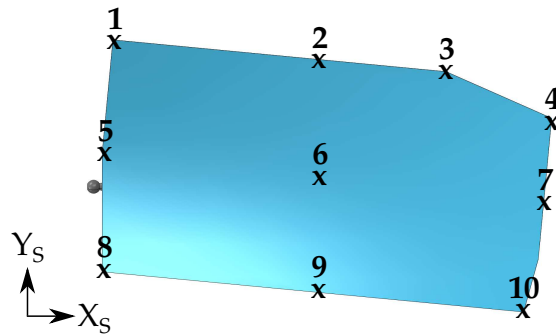


Abbildung 4.13: Positionen für die Auswahl eines geeigneten Messpunktes für die amplitudentreue Messung

Zur realitätsnahen Bewertung des optomechanischen Verhaltens wird das dynamische Verhalten einer Spiegelbaugruppe weiterhin bei einem realen Lastprofil gemessen. Diese Messung wird mit dem in Abbildung 4.12 dargestellten Vibrationsprofil durchgeführt. Durch diesen Übertrag kann eingeschätzt werden, welche Schwingungsamplituden bei realen Fahrsituationen auftreten.

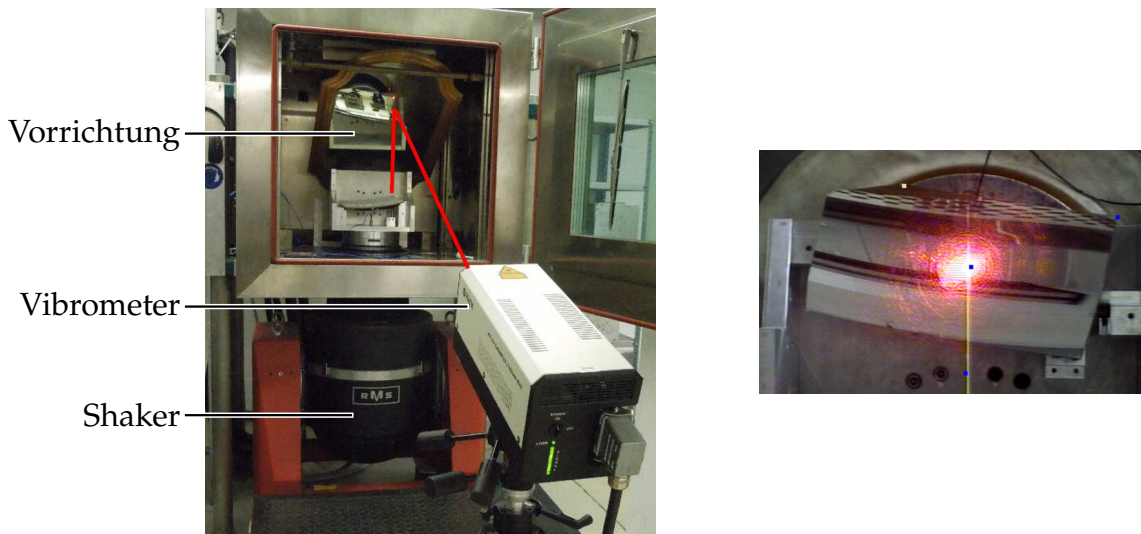
Versuchsaufbau

Der verwendete Messaufbau für die dynamischen Untersuchungen ist in Abbildung 4.14a abgebildet. Die Vorrichtung mit eingebauter Spiegelbaugruppe ist auf dem Shaker montiert. Der Shaker regt die Spiegelbaugruppe in vertikaler Richtung an. Durch die Verwendung eines großen und leistungsstarken Shakers konnte experimentell nachgewiesen werden, dass sich der Shaker nicht durch Resonanzen der Spiegelbaugruppe oder der Vorrichtung beeinflussen lässt.

Vor dem Shaker ist das Vibrometer auf einem Stativ positioniert. Der Strahlengang des Vibrometers wird über einen ebenen Spiegel wie dargestellt abgelenkt. Dies ermöglicht es, das Schwingungsverhalten in vertikaler Richtung zu messen. Abbildung 4.14b zeigt den Kameraauschnitt des Messsystems.

Vorgehensweise für die Messungen der Resonanzfrequenzen und der Schwingungsformen

Vor der Messung mit dem Vibrometer wird ein Gitter aus Messpunkten auf der zu vermessenden Spiegeloberfläche definiert. Bei der Messung werden alle Messpunkte



(a) Experimenteller Messaufbau

(b) Kameraausschnitt des Vibrometers

Abbildung 4.14: Messung des dynamischen Schwingungsverhaltens

sequentiell mit identischer Anregung gemessen. Daraus resultieren die Übertragungsfunktionen aller Messpunkte sowie animierte Schwingungsformen bei allen Frequenzen.

Die Anregung erfolgt durch ein Pseudo-Random-Signal. Es erscheint wie zufälliges Rauschen, wird in Wirklichkeit jedoch deterministisch berechnet [Vad12]. Es ermöglicht eine breitbandige Anregung und stellt sicher, dass alle sequentiell gemessenen Punkte die gleiche Anregung erfahren.

Das elektrische Anregungssignal wird durch den Funktionsgenerator des Messsystems generiert und in den Shaker eingespeist [Pol12]. Dadurch wird sichergestellt, dass das Messsystem die Phasenbeziehung zwischen den Messpunkten kennt, wodurch nach vollendeter Messung die Schwingungsform rückgerechnet und animiert werden kann. Die Anregungsamplitude wird so gewählt, dass alle Resonanzüberhöhungen gut erkennbar sind.

Vorgehensweise für die amplitudentreuen Messungen

Bei den amplitudentreuen Messungen wird die Beschleunigungsamplitude auf 2 m/s^2 geregelt. Die Regelung erfolgt durch den Shaker, die Regelungssoftware des Shakers sowie einen Beschleunigungssensor auf der Grundplatte der Vorrichtung. Angeregt wird mit einem konstanten Sinussignal.

Gemessen wird lediglich der Messpunkt, der durch die Vorversuche bestimmt wurde. Als Messfenster wird in der Software das Flat-Top Fenster ausgewählt, welches sich besonders für amplitudentreue Messungen eignet [Pol12].

Bei der Messung wird ein Bereich um die zuvor bestimmten Resonanzfrequenzen durch

den Shaker schrittweise abgefahren. Bei jedem Schritt erfolgt eine unabhängige Messung der Schwingungsamplitude. Das Ergebnis dieser Messungen sind Amplitudenverläufe über der Frequenz, woraus die maximale Amplitude der Resonanzüberhöhung ermittelt wird.

Vorgehensweise für die Messungen mit realem Lastprofil

Analog zu den amplitudentreuen Messungen wird das definierte Lastprofil der Rauschanregung durch den Shaker und die dazugehörige Messtechnik geregelt. Das Vibrometer misst für die Vergleichbarkeit denselben Messpunkt wie bei der amplitudentreuen Messung. Da es sich bei dem Lastprofil um eine zeitlich veränderliche Rauschanregung handelt, wird eine sogenannte Peak-Hold-Messung durchgeführt [Pol12]. Dabei werden innerhalb einer Zeitspanne von 60 Sekunden 150 Messungen durchgeführt und der maximale Wert je Fast-Fourier-Transformations-Linie in die finale Übertragungsfunktion übernommen. Dieser Wert entspricht der größten aufgetretenen Schwingungsamplitude innerhalb der gemessenen Zeitspanne.

Versuchsplan

Bei der Versuchsplanung war es das Ziel, die größtmögliche Anzahl an Spiegelbaugruppen hinsichtlich der Resonanzfrequenzen, der Schwingungsformen und der Schwingungsamplituden zu untersuchen. Abzüglich der beiden Spiegelbaugruppen für die thermischen Experimente und unter der Annahme zwei Baugruppen für den Einrichtung der dynamischen Experimente vorzuhalten, waren acht 4P- und acht 5P-Baugruppen für die Messungen geplant.

4.5 Einflussgrößen bei dem Experiment

Die experimentellen Messergebnisse zur Verifizierung der Simulationsmethodik werden von diversen Faktoren beeinflusst. Für die Gegenüberstellung der experimentellen und simulativen Ergebnisse ist es wichtig, sowohl die Messgenauigkeiten als auch die Einflussgrößen zu beachten und zu bewerten. In Abbildung 4.15 sind die Einflussgrößen in Form eines Ishikawa-Diagramms zusammengefasst [Ish76]. Die wichtigsten Einflussgrößen sind fett gedruckt dargestellt.

Eine wichtige Einflussgröße ist die geometrische Fertigungstoleranz der untersuchten Bauteile. Die individuelle Formabweichung der optomechanischen Bauteile beeinflusst die Musterherstellung und ist eine wesentliche Ursache für schwankende Messergebnisse. Starken Einfluss haben die Formabweichungen insbesondere bei den optischen Messungen, da sie direkt die Position und die Ausrichtung der Bauteile beeinflussen.

Die Form-, Lage- und Ausrichtungstoleranzen aller optischer Elemente haben unmittelbaren Einfluss auf die optischen Messergebnisse. Geometrische Ungenauigkeiten können zu systematischen Fehlern führen und müssen bei der Verifizierung berücksichtigt werden.

Bei der Musterherstellung wurden auf der Klebelinie alle kritischen Prozesse automatisiert, um eine gute Reproduzierbarkeit sicherzustellen. Demnach wird der Einfluss der Verklebung auf die experimentellen Ergebnisse als gering eingeschätzt.

Hinsichtlich der thermischen Experimente hat die Verformung des Messaufbaus innerhalb der Temperaturkammer direkten Einfluss auf die Messergebnisse. Jedoch wird die Verformung der massiven Vorrichtung im Vergleich zur Deformation der Spiegelbaugruppe als vernachlässigbar eingeschätzt.

Weiterhin sind bei der Messung der optischen Verzerrungsparameter die Auflösung der Kamera sowie die Genauigkeit der Bilderkennung begrenzt.

Der Einfluss der weiteren Größen wird aufgrund der Versuchsplanung als vernachlässigbar gering eingeschätzt.

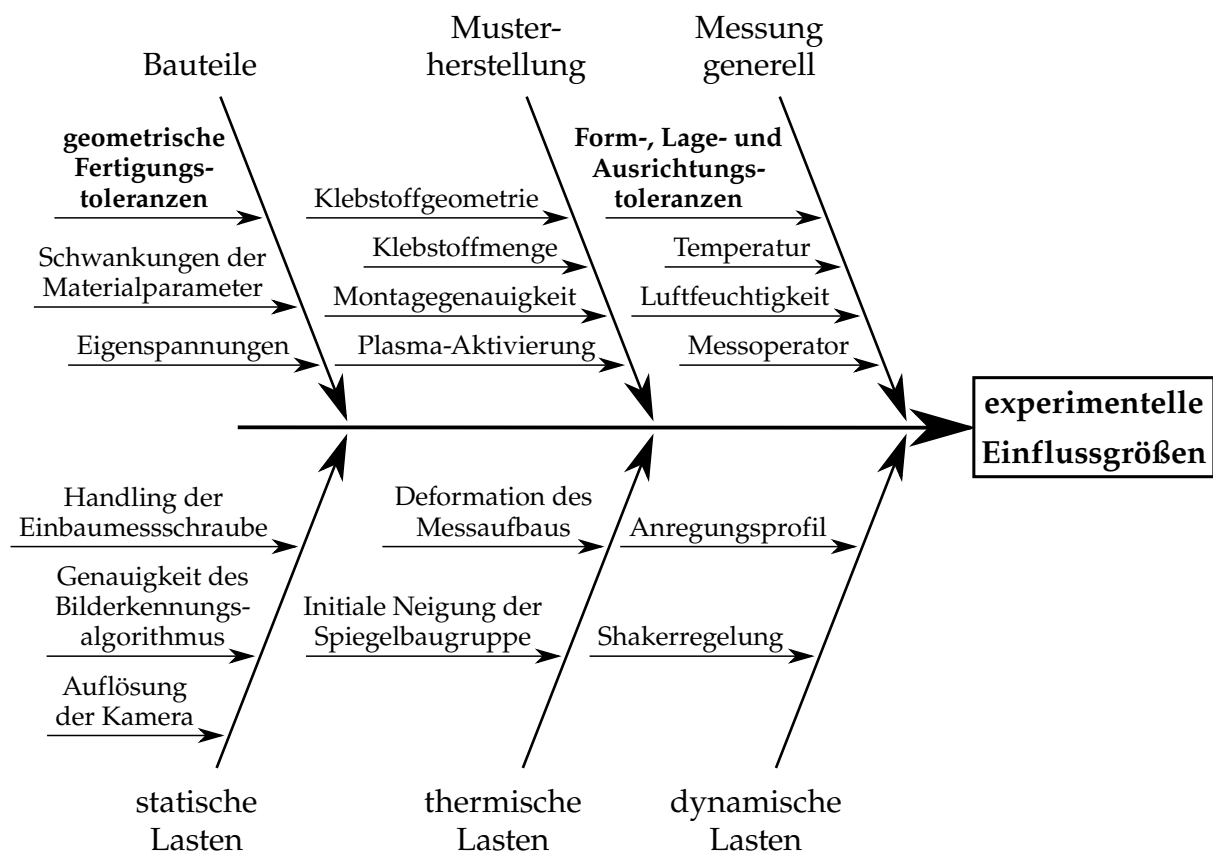


Abbildung 4.15: Ishikawa-Diagramm der Einflussgrößen des Experiments

5 Verifizierung und Ergebnisse der optomechanischen Simulationen

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der Arbeit vorgestellt und diskutiert. Zunächst wird auf die Verifizierung der optomechanischen Simulationenmethodik eingegangen. Dies erfolgt numerisch sowie experimentell auf Basis des Einspiegelsystems und demonstriert die Funktionalität sowie die Vorhersagegenauigkeit der entwickelten Simulationenmethodik. Weiterhin wird das mechanische Modell der Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems bei thermischen und dynamischen Lastfällen experimentell verifiziert. Dies ermöglicht die Auswirkung der mechanischen Lasten bei realen Fahr-situationen auf die optischen Verzerrungsparameter belastbar zu simulieren. Die gewonnenen Erkenntnisse werden abschließend zusammengefasst.

5.1 Numerische Verifizierung der optomechanischen Kopplung

Bei der optomechanischen Simulationenmethodik kommen unterschiedliche Softwareprogramme zum Einsatz, zwischen denen Daten ausgetauscht werden. Der Datenaustausch der Spiegelform zwischen den Programmen ist begrenzt genau. Dies führt zu numerischen Unsicherheiten, welche unmittelbaren Einfluss auf das optische Simulationsergebnis haben. In diesem Unterkapitel werden die numerischen Einflüsse der Datenverarbeitung untersucht und bewertet. Darüber hinaus werden die beiden in Abschnitt 3.5.2 vorgestellten Methoden zur Spiegelbeschreibung verglichen.

Das optische System wird mit der optischen Simulationensoftware ausgelegt und optimiert. Die Spiegelbeschreibung erfolgt dabei mit Polynomen. Das Polynom des Auslegungszustands wird nachfolgend als Referenzpolynom bezeichnet. Die damit berechneten optischen Verzerrungsparameter dienen als Referenz für die quantitative Bewertung der numerischen Einflüsse.

Der Ablauf der Datenverarbeitung ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Ausgehend vom Referenzpolynom wird zunächst eine CAD-Fläche erzeugt, welche durch die mechanische Simulationensoftware zu einer Punktwolke diskretisiert wird. Die Punktwolke wird abschließend durch ein Polynom oder eine konvertierte Punktwolke beschrieben und optisch ausgewertet.

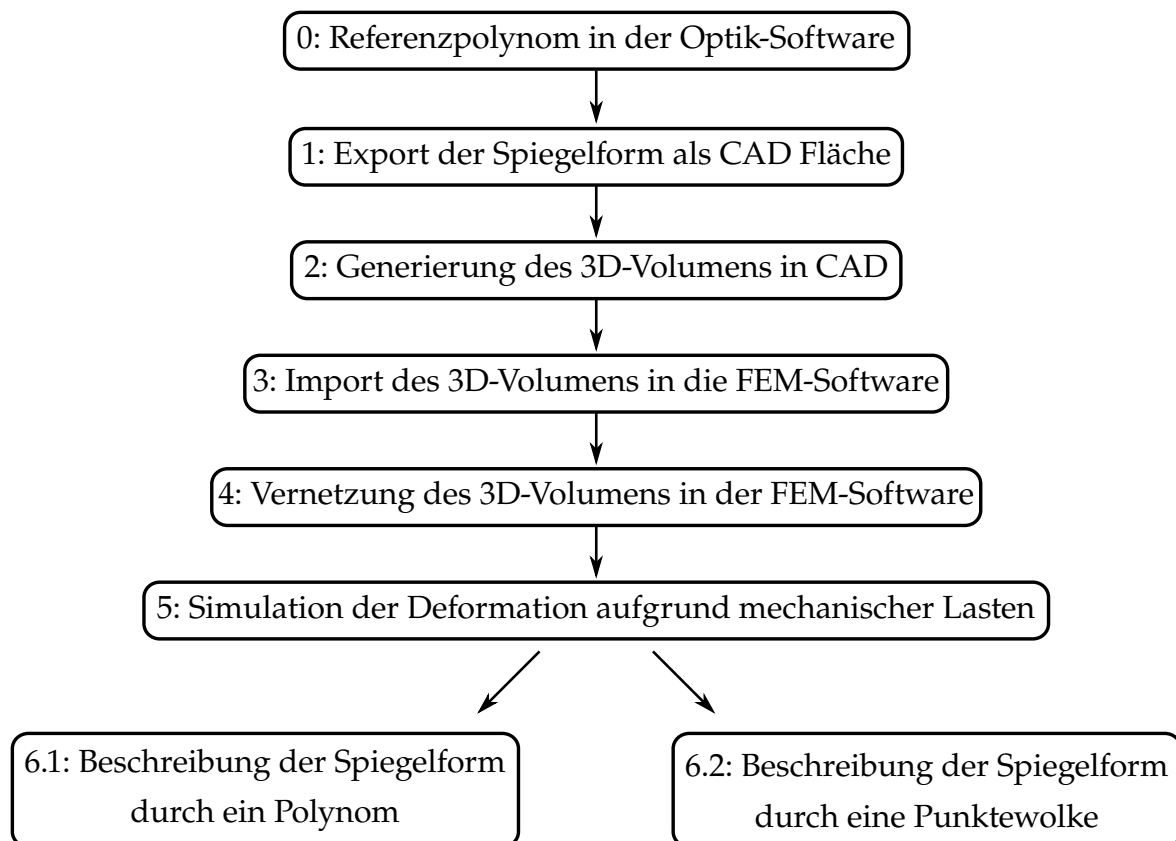


Abbildung 5.1: Datenverarbeitungsschritte bei der optomechanischen Simulation

In diesem Unterkapitel erfolgt die Untersuchung der numerischen Einflüsse der Datenverarbeitungsschritte 1-4 sowie 6.1 und 6.2. Die in Schritt 5 mögliche Lastaufbringung wird für den Zweck der numerischen Verifizierung der restlichen Schritte nicht durchgeführt. Die Verifizierung der gesamten Simulationsabfolge erfolgt im nachfolgenden Abschnitt experimentell.

Als Ergebnis der numerischen Verifizierung wird erwartet, dass die Genauigkeit der Datenverarbeitung ausreichend hoch ist und es für beide Spiegelbeschreibungsmethoden eine optimale Beschreibungsart gibt, bei dem die optischen Verzerrungsparameter um weniger als fünf Prozent von den Werten des Referenzpolynoms abweichen. Da das Polynom eine glatte Spiegeloberfläche beschreibt, wird eine geringere Abweichung erwartet als bei der Spiegelbeschreibung durch eine Punktwolke.

5.1.1 Einspiegelsystem

Auf Basis des Einspiegelsystems wird zunächst der numerische Einfluss der Datenverarbeitung vom Export der Spiegelform aus der Optik-Software (Schritt 1) bis zur Vernetzung in der FEM-Software (Schritt 4) untersucht. Verglichen werden dazu die Spiegelformen des Referenzpolynoms mit der Spiegelform der Punktwolke aus der

FEM-Software. Durch numerische Ungenauigkeiten und dem Datentransfer zwischen den verschiedenen Programmen wird eine Abweichung der Spiegelformen erwartet. Eine Ursache für die numerischen Ungenauigkeiten sind die unterschiedlichen Geometriebeschreibungsarten der Programme und die damit verbundenen Konvertierungen: Die Optik-Software verwendet Polynome, CAD beschreibt die Geometrie durch Nurbs [Hos91] und die FEM-Software diskretisiert die Geometrie zu einer Punktwolke. Weitere mögliche Ursachen für die numerische Ungenauigkeit sind die Auflösung des CAD-Datenformats von $\pm 1 \mu\text{m}$, die komplexe asphärische Spiegelform sowie die Vernetzung des 3D-Volumens.

Die Abweichung der FEM-Koordinaten zu dem in Kapitel 5.1 eingeführten Referenzpolynom in Z_S -Richtung ist in Abbildung 5.2 dargestellt. 95% der FEM-Koordinaten zeigen eine Abweichung zwischen $-0,7$ und $+0,4 \mu\text{m}$.

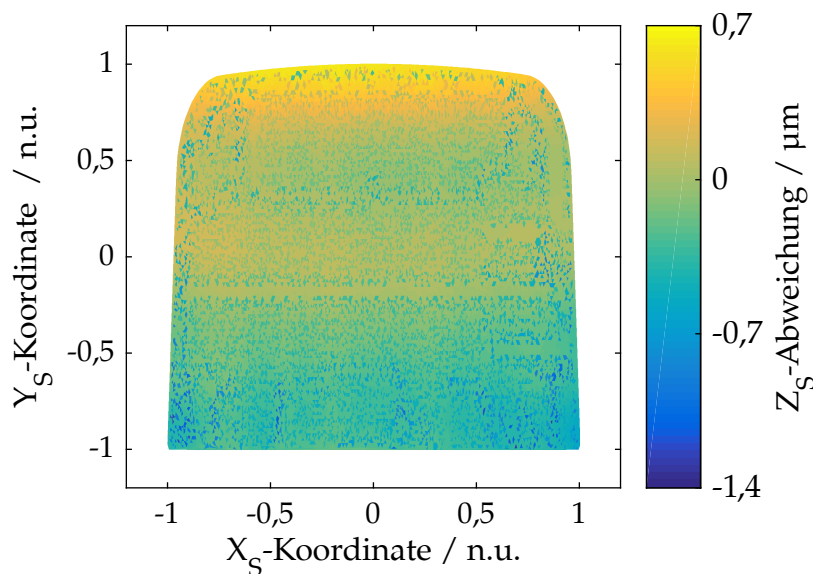


Abbildung 5.2: Abweichung der undeformierten FEM-Koordinaten zum Referenzpolynom

Die körnige und verrauschte Struktur der Abweichung deutet darauf hin, dass numerische Ungenauigkeiten die Ursache für die Abweichung sind. Der Einfluss dieser numerikbedingten Abweichung auf die optischen Verzerrungsparameter wird nachfolgend untersucht und bewertet.

Beschreibung der Spiegelfläche durch ein Polynom

Bei dieser Methode wird die Spiegeloberfläche durch ein angepasstes Polynom beschrieben. Der wesentliche Parameter ist dabei der Polynomgrad (siehe Abschnitt

3.4.1). Je geringer der Grad gewählt wird, desto schlechter wird die asphärische Form abgebildet. Mit höheren Polynomgraden steigt jedoch das Risiko von hochfrequenten Überschwingern, insbesondere am Rand der Spiegelfläche. Ein zufällig gewählter Polynomgrad g dient für diese Untersuchung als Startwert. Kleinere und größere Polynomgrade werden in Abhängigkeit des Polynomgrads g angegeben.

Neben der numerischen Verifizierung ist ein weiteres Ziel der Untersuchung, den optimalen Polynomgrad zu bestimmen, bei dem die optischen Verzerrungsparameter möglichst nah bei den Ergebnissen des Referenzpolynoms liegen.

In Abbildung 5.3 sind die simulierten optischen Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Polynomgraden dargestellt. Weiterhin sind die Verzerrungsparameter auf die Werte des Referenzpolynoms normiert. Diese Art der Normierung der Verzerrungsparameter erfolgt bei allen nachfolgenden Balkendiagrammen gleichermaßen. Die numerischen Werte dieser und aller folgender Verzerrungsparameter, die als Balkendiagramme dargestellt werden, sind im Anhang A aufgeführt.

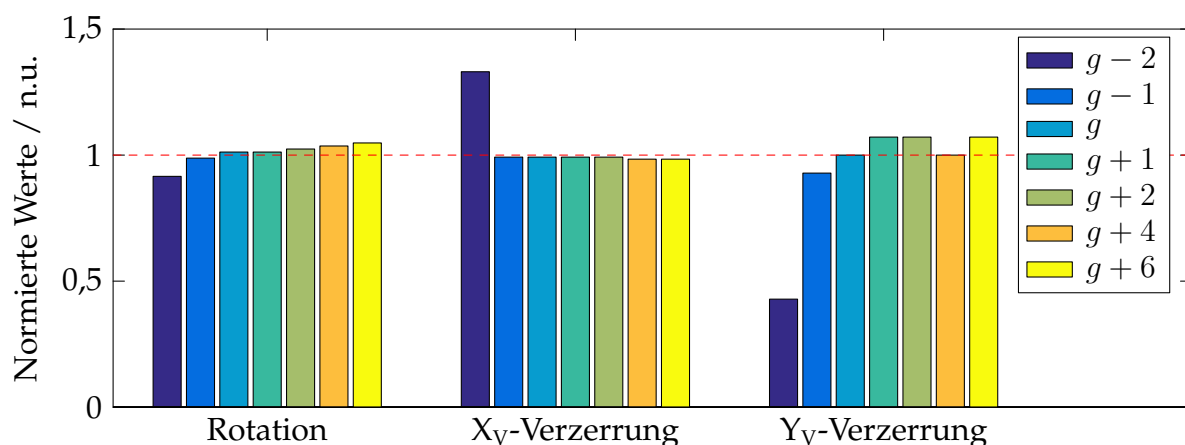


Abbildung 5.3: Gegenüberstellung der optischen Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Polynomgraden

Die Gegenüberstellung verdeutlicht den Einfluss des Polynomgrads auf die Simulationsergebnisse der optischen Verzerrungsparameter. Lediglich die Polynomgrade g und $g+4$ zeigen bei allen Parametern eine geringere Abweichung als $\pm 5\%$ (vgl. Anhang A). In Abschnitt 5.1.3 werden die Ergebnisse der numerischen Verifizierung diskutiert.

Beschreibung der Spiegelfläche durch eine Punktwolke

Alternativ wird die Spiegelbeschreibung durch eine Punktwolke untersucht. Die FEM-Koordinaten werden dafür auf ein regelmäßiges Raster umgerechnet (siehe Abschnitt 3.5.2). Ein Einflussparameter dieser Spiegelbeschreibungsmethode ist die Rasterdichte. Je feiner das Raster, desto besser werden kleine lokale Abweichungen berücksichtigt.

Jedoch steigt mit feinerem Raster auch das Risiko, die vorhandenen numerische Ungenauigkeiten abzubilden. Die simulierten optischen Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Rasterdichten sind in Abbildung 5.4 gegenübergestellt.

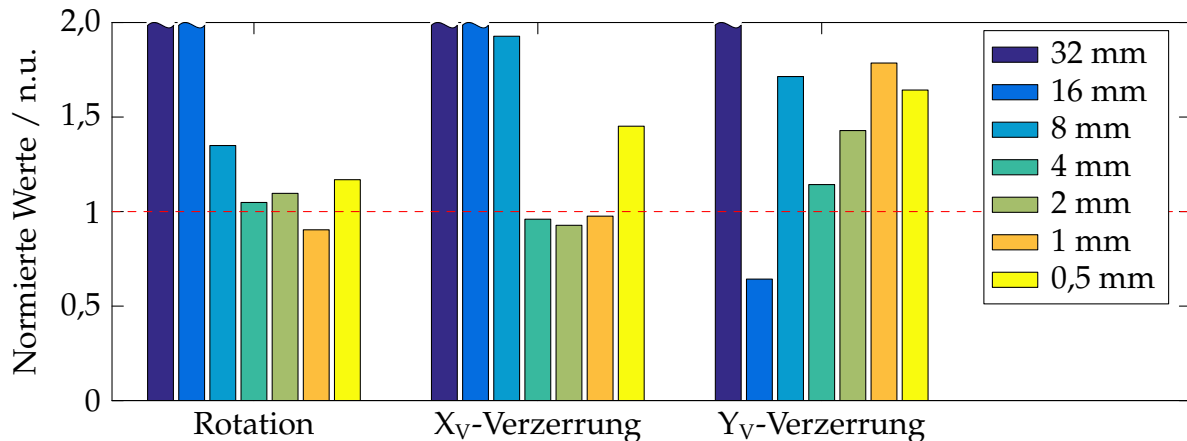


Abbildung 5.4: Gegenüberstellung der optischen Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Rasterdichten der Punktwolke

Die Ergebnisse zeigen einen starken Einfluss der gewählten Rasterdichte auf die Verzerrungsparameter. Mit keiner Rasterdichte weichen alle Verzerrungsparameter um weniger als $\pm 5\%$ von den Werten des Referenzpolynoms ab. Die beste Übereinstimmung zeigt die Rasterdichte von 4 mm mit einer durchschnittlichen Abweichung von 7,7%.

5.1.2 Mehrspiegelsystem

Die Betrachtung der numerischen und mathematischen Einflüsse erfolgt bei der Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems analog zum Einspiegelsystem. Abbildung 5.5 zeigt die Abweichung der undeformierten FEM-Koordinaten der Spiegeloberfläche im Vergleich zum Referenzpolynom. 95% der FEM-Koordinaten zeigen eine Abweichung zwischen $-0,6$ und $+0,6 \mu\text{m}$, was der Größenordnung der Abweichung des Combiners entspricht. Das Muster der Abweichung deutet auf numerische Effekte hin.

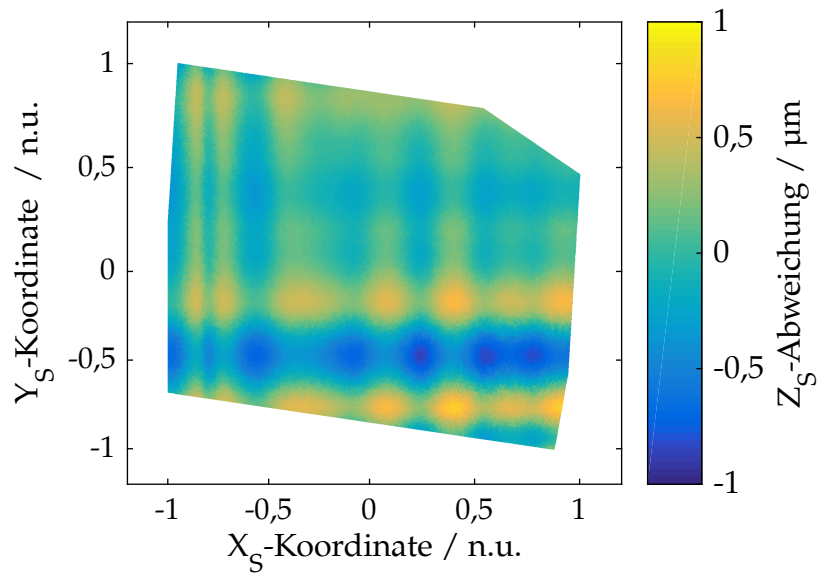


Abbildung 5.5: Abweichung der undeformierten FEM-Koordinaten zum Referenzpolynom

Beschreibung der Spiegelfläche durch ein Polynom

Der Einfluss der Polynomgrade auf die optischen Verzerrungsparameter des Mehrspiegelsystems ist in Abbildung 5.6 dargestellt. Die Polynomgrade entsprechen den gleichen Graden wie beim Einspiegelsystem.

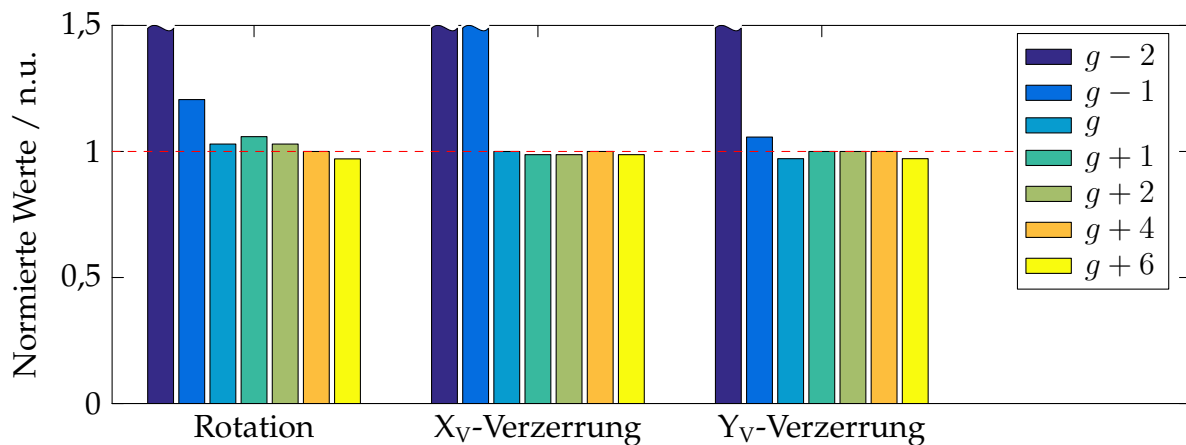


Abbildung 5.6: Gegenüberstellung der optischen Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Graden des angepassten Polynoms

Auch beim Mehrspiegelsystem ist der Einfluss der Polynomgrade auf die simulierten Verzerrungsparameter klar ersichtlich. Folgende Polynomgrade zeigen für alle Verzerrungsparameter eine geringere Abweichung als $\pm 5\%$: g , $g + 2$, $g + 4$ und $g + 6$.

Beschreibung der Spiegelfläche durch eine Punktwolke

Die optischen Verzerrungsparameter des Mehrspiegelsystems, die mit der Spiegelbeschreibungsmethode der Punktwolke simuliert wurden, sind in Abbildung 5.7 gegenübergestellt.

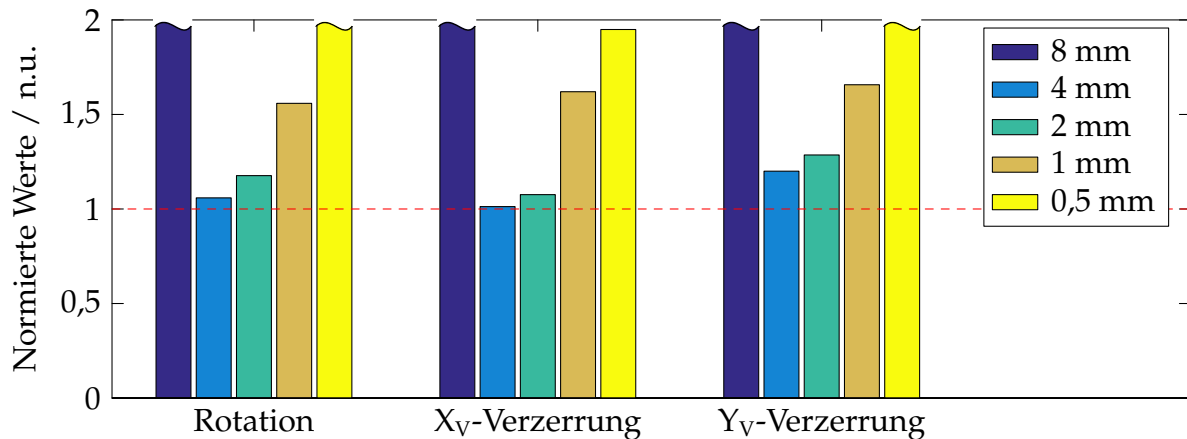


Abbildung 5.7: Gegenüberstellung der optischen Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Rasterdichten der Punktwolke

Die Ergebnisse auf Basis des Mehrspiegelsystems entsprechen qualitativ den Ergebnissen des Einspiegelsystems. Keine Rasterdichte erfüllt die Anforderung der maximalen Abweichung von $\pm 5\%$. Die beste Übereinstimmung zeigt die Rasterdichte von 4 mm mit einer mittleren Abweichung von 9,0%.

5.1.3 Diskussion und Fazit der numerischen Verifizierung

Die Ergebnisse dieses Unterkapitels verdeutlichen den numerischen Einfluss des Datenaustauschs auf die optischen Verzerrungsparameter beim Einspiegel- und beim Mehrspiegelsystem gleichermaßen. Die unterschiedlichen Datenverarbeitungsschritte führen zu einer numerisch verrauschten Spiegeloberfläche. Die Abweichung der verrauschten Oberfläche beträgt $< 1 \mu\text{m}$.

Die Spiegelbeschreibung durch ein Polynom passt bei den Polynomgraden g und $g + 4$ am besten mit den Ergebnissen des Referenzpolynoms überein (vgl. Anhang A). Aufgrund des Risikos von Überschwingern bei höheren Polynomgraden wird der Polynomgrad g als Optimum angesehen.

Die optischen Verzerrungsparameter bei einer Spiegelbeschreibung durch eine Punktwolke zeigen eine unerwartet hohe Abweichung von den Werten des Referenzpolynoms. Bei keiner der untersuchten Rasterdichten weichen die Verzerrungsparameter um weniger als 5% ab. Die beste Übereinstimmung zeigt die Rasterdichte von 4 mm. Insbesondere die Ergebnisse des Mehrspiegelsystems zeigen, dass sowohl größere als

auch kleinere Rasterdichten deutlich höhere Abweichungen zur Folge haben. Die höhere Abweichung bei der Beschreibung durch eine Punktwolke liegt vermutlich daran, dass sich das numerische Rauschen stärker auswirkt und die globale Glättung der Oberfläche im Vergleich zum Polynom fehlt.

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Spiegelbeschreibung nachfolgend durch ein Polynom des Grades g .

5.2 Experimentelle Verifizierung der optomechanischen Kopplung

In diesem Unterkapitel werden die Ergebnisse der optomechanischen Simulationstechnik mit den experimentellen Ergebnissen auf Basis des Einspiegelsystems verglichen und bewertet. Gegenübergestellt werden die Ergebnisse im undeforuierten Zustand, bei der zentralen Deformation sowie bei der linksseitigen Deformation (siehe Abschnitt 4.4.2).

Die erwartete Haupteinflussgröße bei der Modellierung des Combiners ist die Formabweichung des Bauteils (siehe Abbildung 3.17). Der Einfluss wird dadurch minimiert, dass ein Bauteil mit einer geringen Formabweichung untersucht wird. Zudem wird die Formabweichung in der Simulation berücksichtigt und bewertet.

Bei den experimentellen Einflussgrößen wird der größte Einfluss von den Lage- und Ausrichtungstoleranzen erwartet. Für die Bewertung der Einflussstärke werden entsprechend dem Versuchsplan (siehe Abschnitt 4.4.2) mehrere Messungen durchgeführt, zwischen denen der Combiner aus- und eingebaut wird. Dennoch kann eine fehlerhafte Lage oder Ausrichtung zu einem systematischen Fehler und damit zu einer Abweichung von den Simulationsergebnissen führen. Als weitere Einflussgröße auf das Experiment ist die Messgenauigkeit zu nennen, die durch die Auflösung der Kamera und die Genauigkeit des Bilderkennungsalgorithmus begrenzt ist.

Unter Berücksichtigung der beschriebenen Einflussgrößen wird erwartet, dass im unbelasteten Zustand die experimentell bestimmten Verzerrungsparameter um maximal 40% und im belasteten Zustand um maximal 20% von den simulierten Werten abweichen. Im unbelasteten Fall wird eine größere prozentuale Abweichung erwartet, da die Verzerrungsparameter absolut kleiner sind und sich Abweichungen relativ stärker auswirken.

5.2.1 Undeformierter Zustand

Vor der optomechanischen Verifizierung wurden fünf Combiner mit geringen Formabweichungen mit dem SpecGAGE-3D Messsystem vermessen (vgl. Abschnitt 4.2.2). Exemplarisch ist das Messergebnis eines Combiners mit einem Peak-Valley-Wert (PV-Wert) von 54 μm in Abbildung 5.8 dargestellt. Die Art der Formabweichung ist bei allen fünf Spiegeln identisch. Für die Verifizierung wurde der Spiegel mit dem geringsten PV-Wert ausgewählt. Es wurde lediglich ein Spiegel untersucht, um den Einfluss der Formabweichung auf die Lage und Ausrichtung des Spiegels im optischen System zu minimieren.

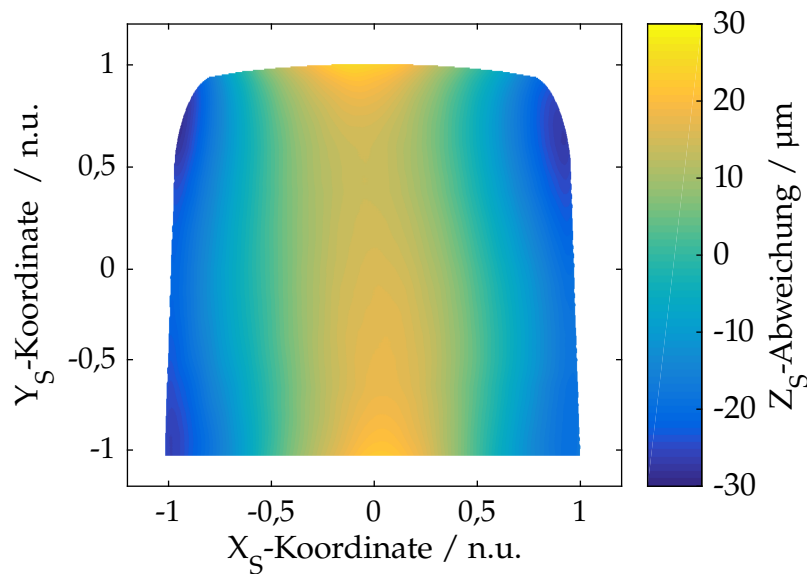
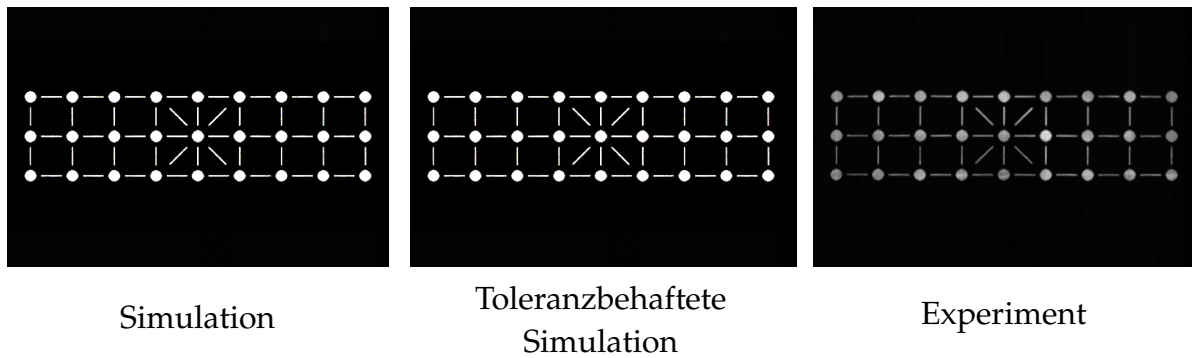


Abbildung 5.8: Exemplarisches Messergebnis der Formabweichung eines Combiners mit einem PV-Wert von $54 \mu\text{m}$

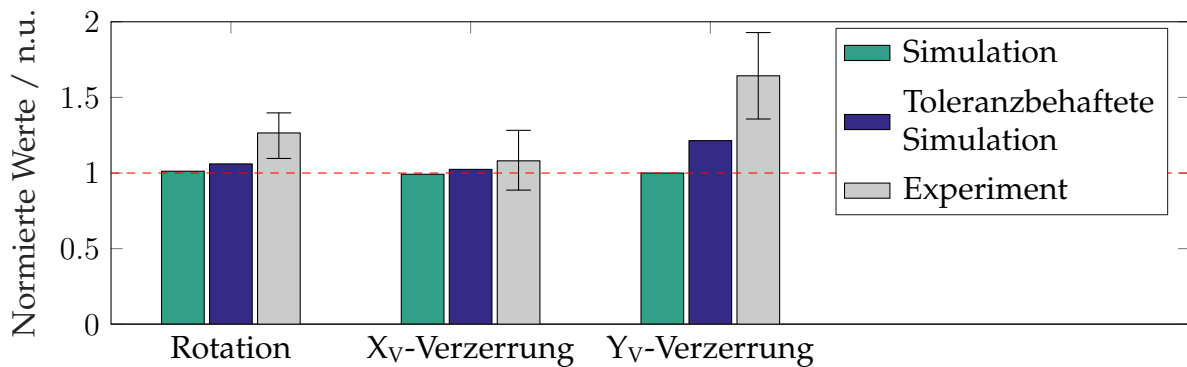
Für die Bewertung des Einflusses der Formabweichung des ausgewählten Combiners wurde die gemessene Geometrie bei der Anwendung der Simulationstechnik berücksichtigt (vgl. Abschnitt 3.3.3). Alle Simulationsergebnisse basieren auf den FEM-Koordinaten, an welche ein Polynom des Grades g angepasst wurde. Für die Verifizierung werden die Ergebnisse der nominalen Simulation, der toleranzbehafteten Simulation und des Experiments verglichen und bewertet.

Die virtuellen Bilder, gesehen aus der zentralen Eyeboxposition, sind in Abbildung 5.9a gegenübergestellt. Die Verzerrungszustände der Bilder stimmen gut überein, was die grundsätzliche Funktionalität der optomechanischen Kopplung und der Bildsimulation demonstriert. Für den quantitativen Vergleich der Ergebnisse werden die optischen Verzerrungsparameter des Gesamtsystems herangezogen, welche in Abbildung 5.9b aufgetragen sind. Die Balken des Experiments repräsentieren den Median der gemessenen Verzerrungsparameter der zehn Messungen (siehe Versuchsplan in Abschnitt 4.4.2). Die minimal und maximal gemessenen Verzerrungsparameter sind durch die Fehlerbalken verdeutlicht.

Die optischen Verzerrungsparameter des Experiments sind höher als die simulativ bestimmten Werte. Dies stimmt mit der Erwartung überein, dass sich die oben genannten Einflussfaktoren negativ auf die Verzerrungsparameter auswirken. Die gemessenen Verzerrungsparameter der Rotation und der X_V -Verzerrung zeigen eine Abweichung im erwarteten Bereich von maximal 40%. Der Median der Y_V -Verzerrung weicht um 63% ab (Werte im Anhang A).



(a) Gegenüberstellung der virtuellen Bilder



(b) Gegenüberstellung der optischen Verzerrungsparameter

Abbildung 5.9: Simulierte und gemessene Ergebnisse im underformierten Zustand

Die toleranzbehafteten Simulationsergebnisse liegen erwartungsgemäß zwischen den Nominalwerten und den experimentell bestimmten Werten. Einen Teil der Abweichung der experimentellen Ergebnisse lässt sich demnach durch die Formabweichungen erklären.

Ein Grund für die unerwartet hohe Abweichung der Y_V-Verzerrung ist vermutlich der geringe Absolutwert des Parameters im undeformierten Zustand. Dafür spricht der vergrößerte Fehlerbalken im Diagramm sowie die deutlichere Vergrößerung des Werts durch die toleranzbehaftete Simulation im Vergleich zu den anderen Parametern.

Da der Einfluss der toleranzbehafteten Simulation gering ist und im belasteten Zustand noch geringer wird, werden keine toleranzbehafteten Simulationen unter Last durchgeführt.

5.2.2 Zentrale Deformation

Nachfolgend werden die simulativen und experimentellen Ergebnisse vorgestellt, bei denen der Combiner statisch durch eine Einbaumessschraube verformt wird. Die Ergebnisse bei einer zentralen Deformation von 0,3 mm sind in Abbildung 5.10 gegenübergestellt. Für die Verifizierung wurde die größtmögliche Deformation ausgewählt,

die noch durch den Auswertalgorithmus des Messstandes auswertbar war. In Abbildung 5.10a sind die virtuellen Bilder aus der zentralen Eyeboxposition gegenübergestellt. Die virtuellen Bilder werden durch die Deformation gleichermaßen verzerrt, was dafür spricht, dass die Positionierung der Simulationemethodik korrekt funktioniert. Die dazugehörigen optischen Verzerrungsparameter des Gesamtsystems sind in Abbildung 5.10b dargestellt. Den experimentellen Werten liegen entsprechend dem Versuchsplan fünf Messungen zugrunde.

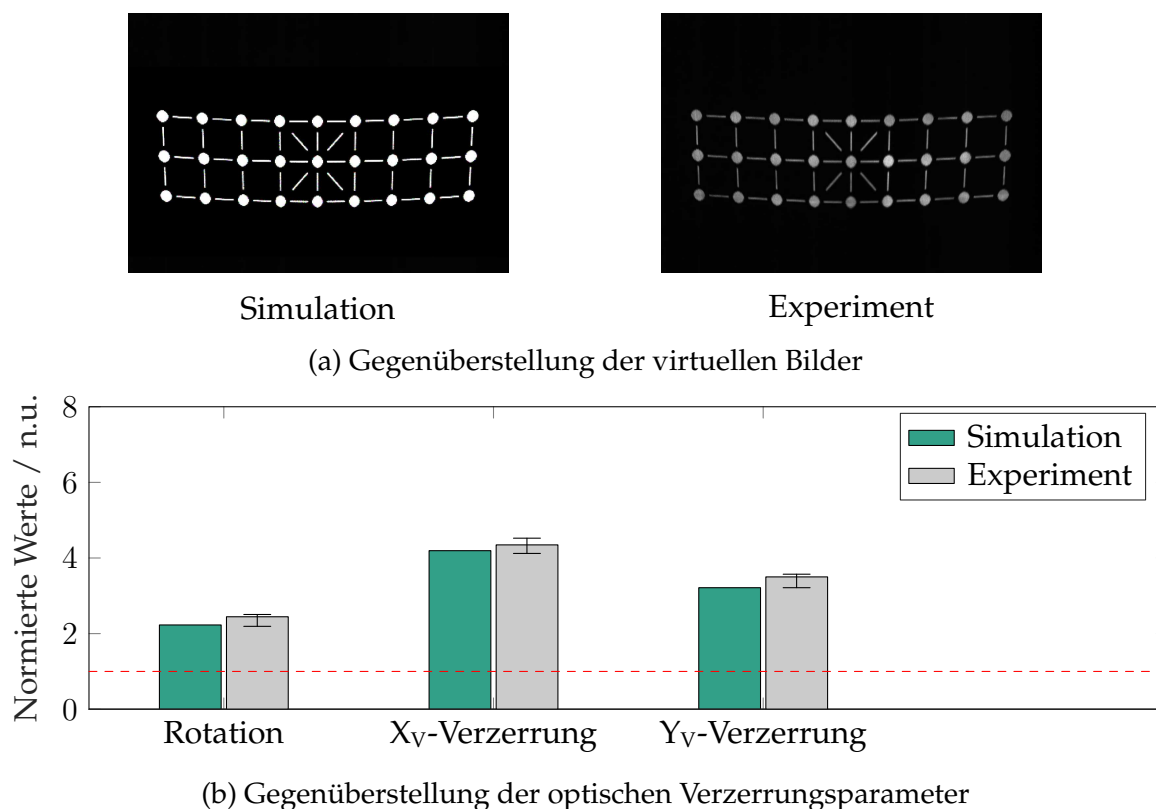


Abbildung 5.10: Simulierte und gemessene Ergebnisse bei 0,3 mm zentraler Deformation

Die gemessenen optischen Verzerrungsparameter stimmen gut mit den Werten der Simulation überein. Die Simulationenwerte liegen für alle Parameter zwischen den minimal und maximal gemessenen Werten. Die Abweichung beträgt jeweils $< 10\%$ und liegt damit im erwarteten Bereich. Die geringeren Abweichungen lassen sich durch die größeren Absolutwerte der Verzerrungsparameter erklären. Sie führen zum einen dazu, dass kleine Abweichungen korrekt im Verhältnis gesehen werden. Zum anderen kommen dadurch die Einflüsse der Lage- und Ausrichtungsfehler weniger zum Tragen.

5.2.3 Linksseitige Deformation

Die simulativen und experimentellen Ergebnisse bei einer linksseitigen Deformation von 0,3 mm sind in Abbildung 5.11 gegenübergestellt. Die Verzerrungszustände der beiden virtuellen Bilder in Abbildung 5.11a zeigen eine gute Übereinstimmung. Die linke Hälfte des virtuellen Bildes verzerrt sich anders als die rechte Hälfte, was aufgrund der dezentralen Deformation zu erwarten war. Die ermittelten optischen Verzerrungsparameter in diesem Belastungsfall sind in Abbildung 5.11b aufgetragen. Den experimentellen Werten liegen fünf Messungen zugrunde.

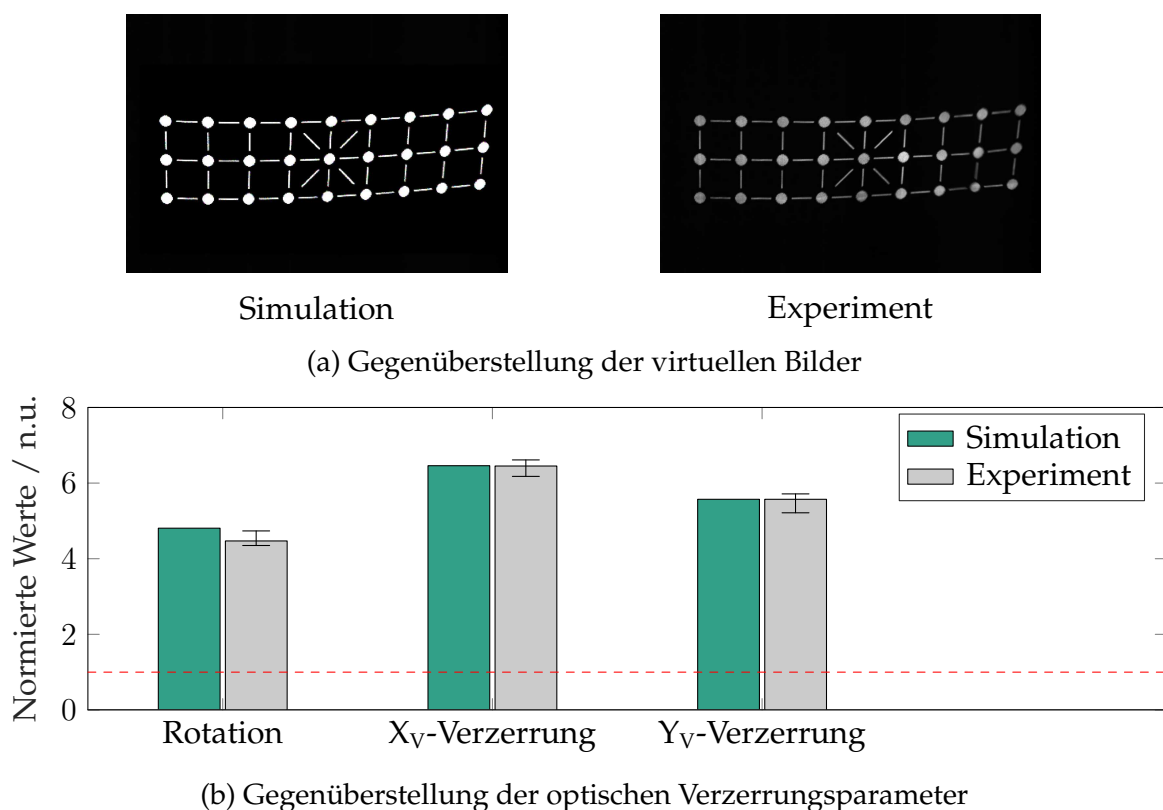


Abbildung 5.11: Simulierte und gemessene Ergebnisse bei 0,3 mm linksseitiger Deformation

Auch im linksseitigen Belastungsfall liegen die simulativen Werte im oder sehr nahe am Bereich der gemessenen Werte. Die Abweichung beträgt wie im zentralen Lastfall jeweils $< 10\%$.

Die optischen Verzerrungsparameter sind im linksseitigen Lastfall größer als im zentralen Lastfall. Dies liegt daran, dass sich insbesondere die rechte Hälfte des virtuellen Bildes stärker verzerrt. Auch subjektiv erscheint das virtuelle Bild bei linksseitiger Belastung aufgrund der Asymmetrie stärker verzerrt als das bei zentraler Belastung.

5.2.4 Zusammenfassung der experimentellen Verifizierung

In diesem Unterkapitel ist die experimentelle Verifizierung der optomechanischen Kopplung auf Basis des Einspiegelsystems zusammengefasst. Die Simulationsergebnisse basieren auf der in Abschnitt 5.1 ermittelten optimalen Spiegelbeschreibungsform durch ein Polynom des Grades g .

Im undeforzierten Zustand sind die relativen Abweichungen des simulierten und gemessenen Verzerrungsparameter größer als erwartet, aber durch die kleinen absoluten Werte erklärbar.

Bei beiden untersuchten Lastfällen stimmen die Verzerrungsformen der simulierten und der gemessenen virtuellen Bilder gut überein, was die korrekte Positionierung und Ausrichtung der Simulationsmethodik belegt. Sowohl bei dem einfacherem Lastfall der zentrischen Belastung, als auch bei der komplexeren linksseitigen Last, stimmen die simulativ und die experimentell bestimmten optischen Verzerrungsparameter gut überein (Abweichung $< 10\%$). Diese geringe Abweichung am Ende der optomechanischen Wirkkette unterstreicht die Vorhersagegenauigkeit der Methodik, welche weiterhin für die optomechanische Bewertung des Mehrspiegelsystems verwendet wird.

5.3 Thermische Lasten

In diesem Unterkapitel wird der Einfluss von thermischen Lasten auf das optomechanische Verhalten am Beispiel der Spiegelbaugruppe 1 des Mehrspiegelsystems betrachtet. Um belastbare Aussagen treffen zu können, wird das mechanische Simulationsmodell verifiziert. Dafür werden zunächst die Ergebnisse des isotropen Modells mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Anschließend wird auf die mögliche Verbesserung durch das Moldflow Modell eingegangen.

Auf Basis des Simulationsmodells werden weiterhin die Auswirkungen von thermischen Lasten auf die optomechanischen Verzerrungsparameter vorgestellt und diskutiert. Zudem wird auf den Einfluss der Formabweichungen der einzelnen Bauteile eingegangen. Abgeschlossen wird das Unterkapitel mit der optomechanischen Betrachtung des Gesamtsystems unter Temperatureinwirkung sowie einer Zusammenfassung. Die erwartete Haupteinflussgröße beim Vergleich der Simulations- und der Messergebnisse ist die Glasfaserverteilung des Trägers. Ein Simulationsmodell mit isotropen Material kann das Materialausdehnungsverhalten des glasfasergefüllten Trägers nicht perfekt abbilden. Da die Materialparameter des Modells an die Messergebnisse angepasst werden, wird eine Abweichung von $< 20\%$ der Maximalausdehnungen aller Raumrichtungen erwartet. Bei dem Moldflow Modell wird aufgrund der anisotropen Materialmodellierung eine bessere Übereinstimmung mit den Messergebnissen erwartet.

Begründet durch den gering erwarteten Einfluss der Trägerformabweichung auf das Ausdehnungsverhalten des Trägers wird davon ausgegangen, dass der Einfluss der Trägerformabweichung auf die optischen Verzerrungsparameter vernachlässigbar gering ist. Der Einfluss der Spiegelformabweichungen wird dahingegen als größer eingeschätzt.

Bei der Betrachtung des Gesamtsystems wird erwartet, dass der Einfluss der Spiegelbaugruppe 1 bei thermischen Lasten am größten ist und die optischen Verzerrungsparameter durch die Hinzunahme von weiteren thermisch belasteten Spiegeln höher werden.

5.3.1 Experimentelle Verifizierung des Simulationsmodells

Das thermomechanische Deformationsverhalten der Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems wird experimentell bei folgenden Temperaturänderungen nach einer Stunde Haltezeit verifiziert: -60 K , $+65\text{ K}$ und $+85\text{ K}$. Die Simulationsergebnisse basieren auf dem in Abschnitt 3.2.1 vorgestellten Modell. Der Messvorgang und der Versuchsplan sind in Abschnitt 4.4.4 beschrieben. Durchgeführt wurde die Messung mit einer 4P- und einer 5P-Baugruppe. Die Materialparameter des Modells wurden an die Messergebnisse der 4P-Baugruppe bei $+65\text{ K}$ angepasst, da diese am aussagekräftigsten eingeschätzt wurden (siehe Abschnitt 4.4.4).

Ergebnisse der 4P-Baugruppe

Die thermomechanischen Simulations- und Messergebnisse bei +65 K sind in Abbildung 5.12 dargestellt. Die in den Bildunterschriften vermerkten PV-Werte entsprechen den Maximalausdehnungen in den jeweiligen Raumrichtungen (siehe Abschnitt 4.2.2) und dienen dem quantitativen Vergleich. Bei den experimentellen Ergebnissen werden aufgrund des Messprinzips lediglich die relativen Deformationen gemessen (siehe Abschnitt 4.4.4). Für eine bessere Vergleichbarkeit wurde der Nullpunkt entsprechend der Simulationsergebnisse verschoben.

Die Verformungen der Spiegeloberfläche in X-Richtung sind in Abbildung 5.12a und Abbildung 5.12d gegenübergestellt. Die Farbverläufe der Deformationskarten und die PV-Werte stimmen gut überein. Die Ergebnisse zeigen, dass sich die Spiegeloberfläche vom Festlager aus nach rechts in Richtung des Loslagers ausdehnt (vgl. Abbildung 3.3). Im Vergleich zu den PV-Werten der anderen Richtungen ist der PV-Wert in X-Richtung am größten, was dadurch bedingt ist, dass die Spiegelbaugruppe in X-Richtung am größten ist.

Auch in Y-Richtung zeigen die Deformationskarten eine gute generelle Übereinstimmung. Der Farbverlauf lässt sich dadurch plausibilisieren, dass sich die Spiegelfläche von der Lagerachse nach außen ausdehnt. Der gemessene PV-Wert ist 5,9% größer als der Simulationwert.

Die Deformationskarten in Z-Richtung zeigen ein ähnliches Ausdehnungsverhalten der Spiegelfläche. In der Vorrichtung ist die Spiegelbaugruppe entsprechend dem Fahrzeugkoordinatensystem so geneigt, dass die untere Ecke etwas weiter vorne ist als die obere Ecke (siehe Abschnitt 4.4.3). Dies erklärt die generelle Verformung der unteren Ecke nach vorne und der oberen Ecke nach hinten. Der „eckige“ Verlauf der Messung hängt vermutlich sowohl mit der Messgenauigkeit als auch mit der Glasfaserverteilung des Trägers zusammen. Die Ausdehnungseigenschaften des Trägers haben den größten Einfluss auf die Z-Deformation, da die Spiegelbaugruppe in Z-Richtung am kleinsten ist und die Ausdehnung normal zur Lagerachse erfolgt.

Die PV-Werte für alle untersuchten Temperaturänderungen sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Insgesamt liegen die Abweichungen der PV-Werte im erwarteten Bereich von maximal 20%. Die Abweichung des PV-Werts der Z-Deformation bei -60 K ist am größten, was jedoch durch die an der schlechtere Messgenauigkeit bei Tieftemperatur erklärt werden kann (vgl. Abschnitt 4.4.4).

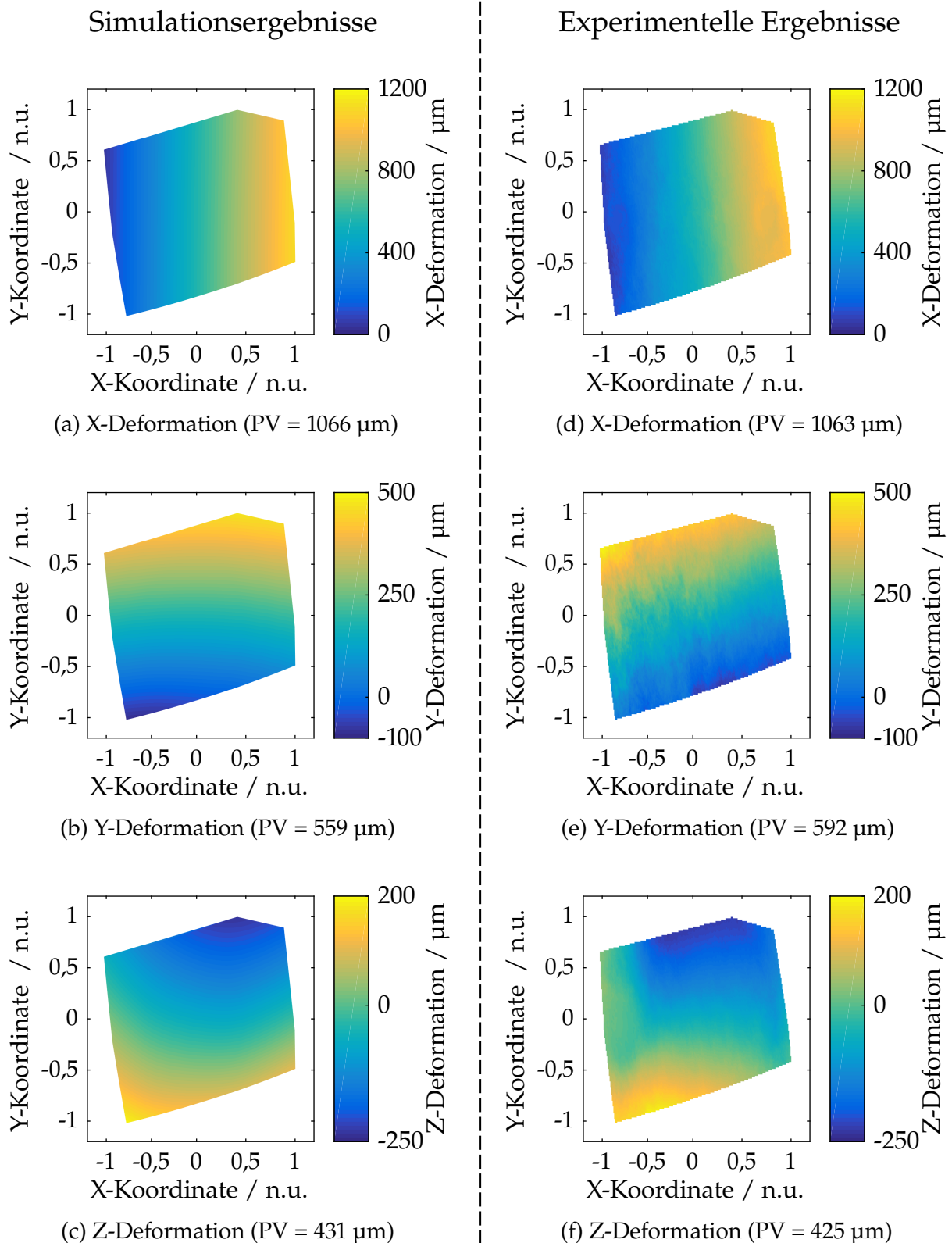


Abbildung 5.12: Gegenüberstellung der simulativ und experimentell ermittelten Deformationsergebnisse der 4P-Baugruppe bei +65 K

Tabelle 5.1: Übersicht der Maximalausdehnungen der 4P-Baugruppe

Temperatur- änderung	Maximale Längenänderung	Simulation	Experiment	rel. Abweichung Experiment
+85 K	X-Richtung	1394 μm	1442 μm	+3,4%
	Y-Richtung	729 μm	739 μm	+1,4%
	Z-Richtung	575 μm	654 μm	+14%
+65 K	X-Richtung	1066 μm	1063 μm	-0,3%
	Y-Richtung	559 μm	592 μm	+5,9%
	Z-Richtung	431 μm	425 μm	-1,4%
-60 K	X-Richtung	-985 μm	-949 μm	-3,7%
	Y-Richtung	-523 μm	-436 μm	-17%
	Z-Richtung	-363 μm	-376 μm	+3,6%

Ergebnisse der 5P-Baugruppe

Analog zum vorherigen Abschnitt sind in Abbildung 5.13 die simulierten und die gemessenen Deformationsergebnisse der 5P-Baugruppe bei der Erwärmung um 65 K gegenübergestellt. Die PV-Werte aller Temperaturänderungen sind in Tabelle 5.2 aufgetragen. Besonders auffällig ist die große Abweichung des PV-Werts der Z-Deformation. Der Unterschied im Vergleich zur 4P-Baugruppe ist so groß, dass er nicht plausibel durch den Einfluss des Klebemusters erklärt werden kann. Auch bei den anderen Temperaturänderungen zeigt sich die Unstimmigkeit der gemessenen Z-Deformation.

Tabelle 5.2: Übersicht der Maximalausdehnungen der 5P-Baugruppe

Temperatur- änderung	Maximale Längenänderung	Simulation	Experiment	rel. Abweichung Experiment
+85 K	X-Richtung	1395 μm	1360 μm	-2,5%
	Y-Richtung	736 μm	737 μm	+0,1%
	Z-Richtung	539 μm	788 μm	+46%
+65 K	X-Richtung	1067 μm	1001 μm	-6,2%
	Y-Richtung	564 μm	519 μm	-8,0%
	Z-Richtung	407 μm	627 μm	+54%
-60 K	X-Richtung	-984 μm	-809 μm	-18%
	Y-Richtung	-525 μm	-651 μm	+24%
	Z-Richtung	-352 μm	-842 μm	+139%

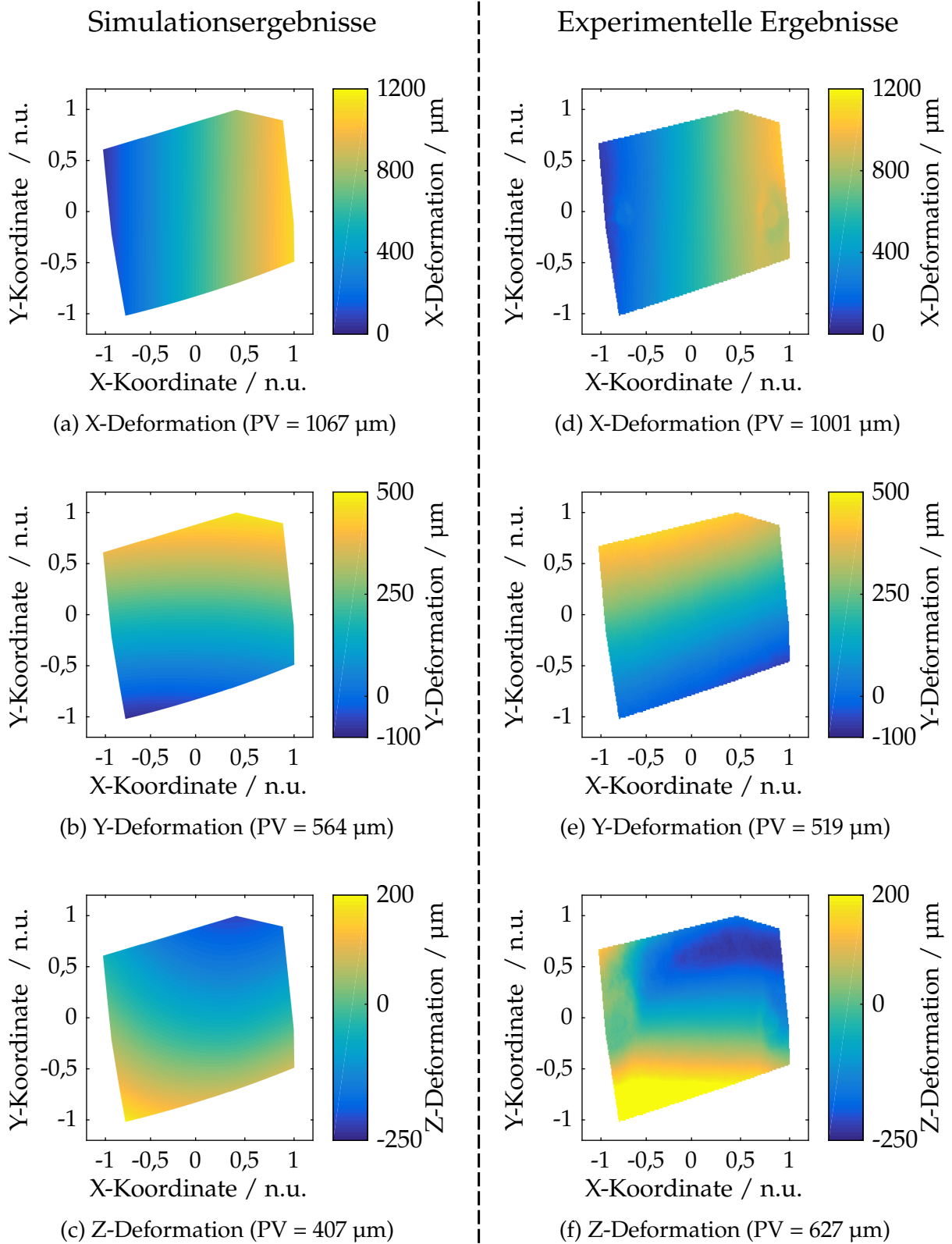


Abbildung 5.13: Gegenüberstellung der simulativ und experimentell ermittelten Deformationsergebnisse der 5P-Baugruppe bei +65 K

Eine Erklärung für die Unstimmigkeit wäre, dass es bei der beauftragten Messung der 5P-Baugruppe zu einem Fehler gekommen ist. Da insbesondere die Z-Deformation betroffen ist, wird vermutet, dass die Feder-Pin-Kontaktierung (siehe Abbildung 3.4) nicht korrekt funktionierte, was zu einer Fehlneigung der Baugruppe führte.

Zur Unterstützung der Hypothese wurde die Erwärmung der Spiegelbaugruppe um 65 K bei unterschiedlichen Fehlausrichtungen simuliert und der Einfluss auf die PV-Werte untersucht. Die Simulationsergebnisse sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst. Bei Fehlausrichtungen mit positivem Vorzeichen nimmt die Verkippung der Spiegelbaugruppe zu.

Tabelle 5.3: Simulativ ermittelte Maximalausdehnungen bei unterschiedlichen Fehlausrichtungen und einer Temperaturänderung von +65 K

Fehlausrichtung	Maximale Längenänderung		
	X-Richtung	Y-Richtung	Z-Richtung
-25°	-1,9%	+17%	-45%
-10°	-0,4%	+8,5%	-17%
0° (Referenz)	1067 µm	564 µm	407 µm
+10°	-0,2%	-11%	+15%
+25°	-1,0%	-26%	+33%

Die Ergebnisse zeigen, wie mit zunehmender Verkippung der Spiegelbaugruppe die PV-Werte in Z-Richtung steigen und in Y-Richtung sinken. Der Einfluss der Fehlausrichtung auf die PV-Werte in X-Richtung ist gering.

Diese Auswirkung passt qualitativ zu den Messergebnissen bei +65 K, so dass die Fehlausrichtung der Spiegelbaugruppe eine valide Hypothese für die fehlerhaften Messergebnisse ist.

Aufgrund der unplausiblen Ergebnisse wird die Messung der 5P-Baugruppe als ungültig betrachtet und nicht für die Verifizierung verwendet. Im Gegensatz dazu zeigen die simulierten und gemessenen Ergebnisse der 4P-Baugruppe eine gute Übereinstimmung, so dass die darauf basierende Simulation der optischen Verzerrungsparameter als aussagekräftig eingeschätzt wird.

5.3.2 Ergebnisse des Moldflow Modells

Der Träger der Spiegelbaugruppe ist aus einem glasfaserverstärktem Kunststoff, welcher sich lokal unterschiedlich und anisotrop ausdehnt. Für die Optimierung des mechanischen Modells wurde ein Moldflow Modell des Trägers beauftragt, welches

auf einer Einspritzsimulation basiert und die im Bauteil auftretende Glasfaserverteilung und -orientierung abbilden soll (siehe Abschnitt 3.3.2). In diesem Abschnitt wird untersucht, ob das Ausdehnungsverhalten des Moldflow Modells besser mit dem Messergebnis übereinstimmt als das isotrope Modell.

Für die Klärung dieser Fragestellung wurde das Ausdehnungsverhalten der 4P-Baugruppe bei +65 K mit dem Moldflow Modell simuliert. Die Deformationskarten sind in Abbildung 5.14 dargestellt. Die direkte Gegenüberstellung der PV-Werte des Moldflow Modells und des Experiments ist in Tabelle 5.4 zu sehen.

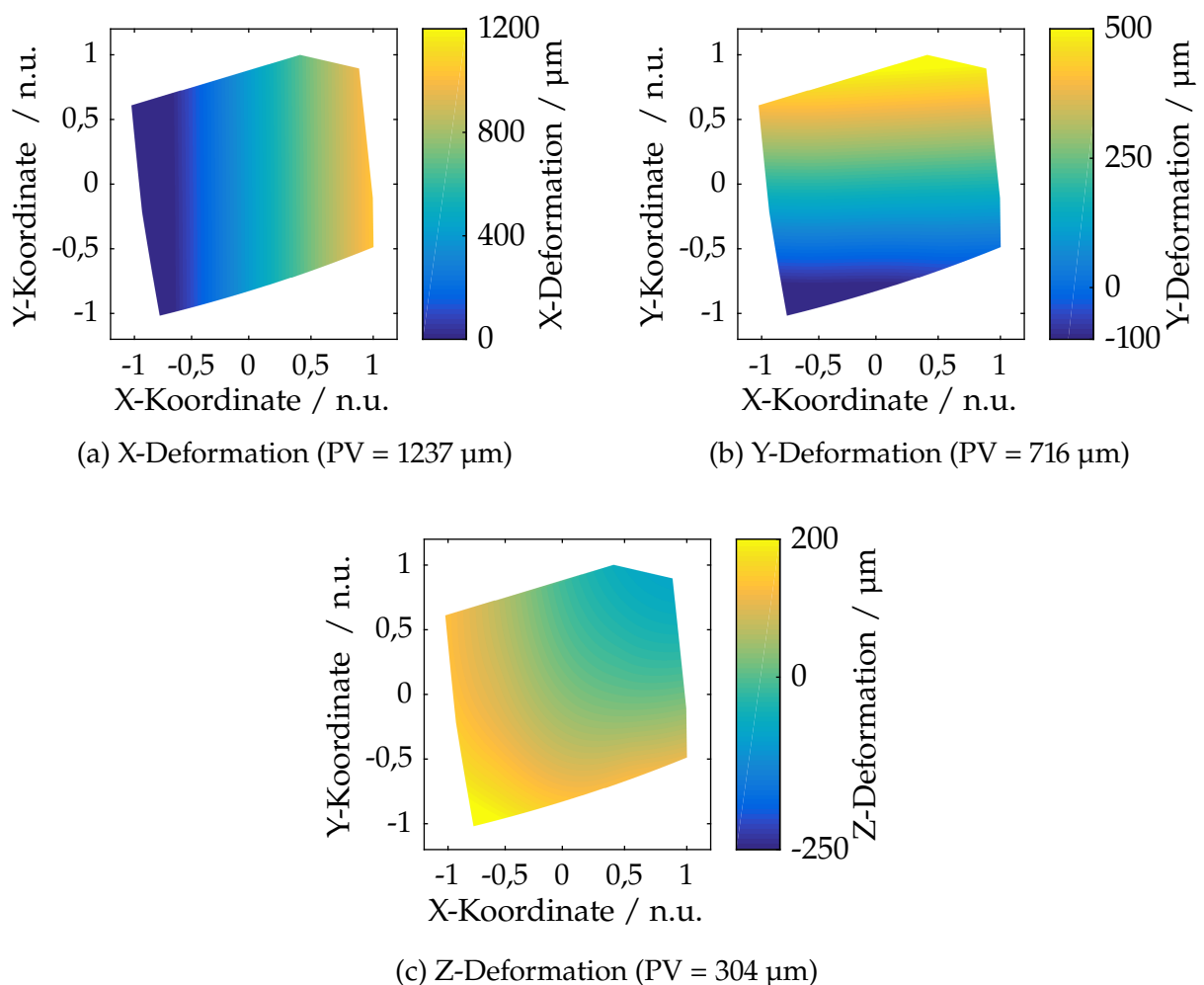


Abbildung 5.14: Simulativ mit dem Moldflow Modell ermittelte Deformationsergebnisse der 4P-Baugruppe bei +65 K

Die mit dem Moldflow Modell ermittelten Deformationskarten zeigen das gleiche generelle Ausdehnungsverhalten wie das isotrope Modell. Es erzeugt keine zackigeren Farbverläufe und stimmt nicht besser mit den Messergebnissen überein.

Die PV-Werte des Moldflow Modells weichen deutlich stärker von den Messdaten ab, als die PV-Werte des isotropen Modells. Eine wahrscheinliche Ursache für die große

Tabelle 5.4: Ermittelte Maximalausdehnungen mit dem Moldflow Modell und bei der Messung bei +65 K

Maximale Längenänderung	Moldflow Modell	Experiment	rel. Abweichung Experiment
X-Richtung	1237 μm	1063 μm	-14%
Y-Richtung	716 μm	592 μm	-17%
Z-Richtung	304 μm	425 μm	+40%

Abweichung ist die Qualität des Moldflow Modells, welches das thermomechanische Ausdehnungsverhalten ungenau abbildet. Mögliche Gründe für die schlechte Qualität des Moldflow Modells können beispielsweise die eingehenden Materialkennwerte oder eine unzureichend genaue Modellierung des Werkzeugs sein. Da das Moldflow Modell extern beauftragt und zugeliefert wurde, konnte keine iterative Optimierung des Modells durchgeführt werden.

Aufgrund der schlechten Übereinstimmung mit den Messdaten wird das Moldflow Modell im Rahmen der thermischen Lastfälle nicht weiter berücksichtigt.

5.3.3 Optomechanische Auswirkung

Basierend auf dem isotropen Simulationsmodell wird nachfolgend die Auswirkung der thermischen Verformung auf die optischen Verzerrungsparameter des Mehrspiegelsystems vorgestellt. Die Z_S -Deformation der Spiegeloberfläche im optischen Koordinatensystem ist für die 4P- und 5P-Baugruppe bei +65 K in Abbildung 5.15 gegenübergestellt.

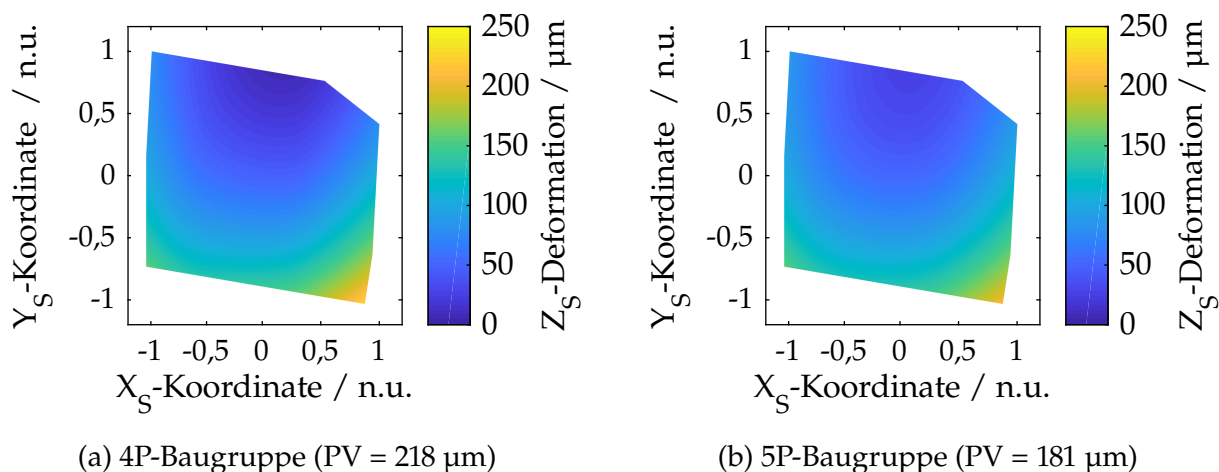


Abbildung 5.15: Simulativ ermittelte Z_S -Deformationsergebnisse der 4P- und 5P-Baugruppen bei +65 K im optischen Koordinatensystem

Die Ergebnisse zeigen eine globale Krümmung der Spiegeloberfläche für beide Varianten. Die maximale Durchbiegung ist bei der 5P-Baugruppe etwas geringer, weshalb geringere optische Verzerrungsparameter erwartet werden.

Die damit ermittelten Verzerrungsparameter beider Varianten bei +65 K sind in Abbildung 5.16 aufgetragen. In Tabelle 5.5 sind die Werte bei allen untersuchten Temperaturen zusammengefasst.

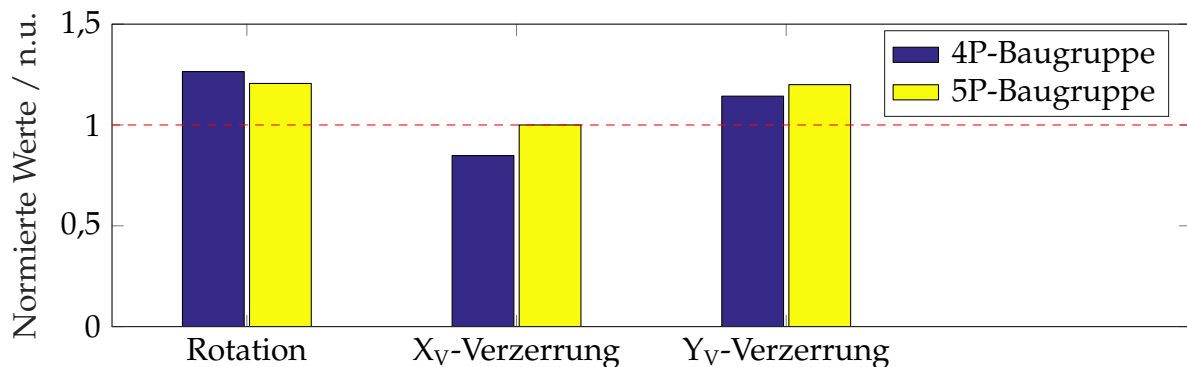


Abbildung 5.16: Auswirkung der thermischen Deformation bei +65 K auf die optischen Verzerrungsparameter des Mehrspiegelsystems

Tabelle 5.5: Auswirkung der thermischen Deformation auf die optischen Verzerrungsparameter bei allen untersuchten Temperaturänderungen

Variante	Temperaturänderung	Normierter Verzerrungsparameter / n.u.		
		Rotation	X _V -Verzerrung	Y _V -Verzerrung
4P-Baugruppe	+85 K	1,42	1,05	1,17
	+65 K	1,27	0,85	1,14
	-60 K	1,09	1,29	0,92
5P-Baugruppe	+85 K	1,27	0,97	1,22
	+65 K	1,21	1,01	1,19
	-60 K	1,13	1,31	0,93

Der größte Einfluss der thermischen Ausdehnung zeigt sich bei +85 K auf den optischen Verzerrungsparameter der Rotation. Bei der 4P-Baugruppe steigt der Parameter auf 1,42 n.u. und bei der 5P-Baugruppe auf 1,27 n.u..

Bei den Ergebnissen fällt die Verbesserung der X_V-Verzerrung auf. Dies verdeutlicht die unterschiedliche Auswirkung der Verformung auf die verschiedenen Parameter. Bei der initialen Auslegung des optischen Systems werden die Spiegelformen so optimiert, dass sich ein möglichst guter Kompromiss zwischen allen Verzerrungsparametern einstellt. Daraus folgt, dass nicht alle Verzerrungsparameter im jeweiligen Optimum liegen

können und es Deformationszustände gibt, die sich positiv auf einzelne Verzerrungsparameter auswirken.

Die Erwartung, dass der höhere PV-Wert der 4P-Baugruppe zu einer stärkeren Verzerrung des virtuellen Bildes führt, trifft für den Parameter der Rotation zu, jedoch nicht für den Parameter der Y_V -Verzerrung. Die Bewertung, welches Klebemuster besser ist, hängt schlussendlich von der Gewichtung der einzelnen Verzerrungsparameter bzw. den jeweils zulässigen Maximalwerten ab. Die zulässigen Maximalwerte ergeben sich aus der Diskussion mit dem Automobilbauer und werden im Lastenheft festgehalten.

5.3.4 Einfluss der Formabweichung des Trägers

Die Berücksichtigung der fertigungsbedingten Formabweichung des Trägers im mechanischen FEM-Modell erfolgt nach der in Abschnitt 3.3.3 beschriebenen Methode. Da lediglich die Form der Klebefläche in Z_S -Richtung angepasst wird, wird der größte Einfluss auf die Maximalausdehnung in Z_S -Richtung erwartet. Verglichen werden die Ergebnisse mit den Ergebnissen der 4P-Baugruppe mit nominalen Bauteilgeometrien bei +65 K.

Die geometrische Form der untersuchten Träger wurde vor dem Verkleben extern mit einem GOM Messsystem vermessen (vgl. Abschnitt 4.2.1). Als Messergebnis wird die fertigungsbedingte Formabweichung des Trägers relativ zur Nominalgeometrie ausgegeben. Ein exemplarisches Messergebnis eines typischen Trägers ist in Abbildung 4.4 dargestellt.

Einfluss auf das mechanische Ausdehnungsverhalten

Für die Untersuchung des Einflusses der Formabweichung wurden die Messergebnisse von 20 Spiegelträgern berücksichtigt. Die Formabweichungen aller Träger-Klebeflächen sind gleichförmig, was für gleichbleibende Fertigungsbedingungen mit einem Werkzeug spricht. Aufgrund der gleichartigen Formabweichungen lässt sich der PV-Wert als Vergleichsmaß verwenden.

Die gemessenen PV-Werte sind im Anhang B aufgeführt. Für die weitere Bewertung wurden stellvertretend drei Formabweichungen nachsimuliert:

- Minimaler PV-Wert: 1,21 mm
- Median PV-Wert: 1,31 mm
- Maximaler PV-Wert: 1,44 mm

Die Auswirkungen der unterschiedlichen Formabweichungen auf die Maximalausdehnungen bei +65 K sind in Tabelle 5.6 zusammengefasst.

Tabelle 5.6: Einfluss der Formabweichung des Trägers auf die maximalen Längenänderungen der 4P-Baugruppe bei +65 K

PV-Wert der Träger-Klebefläche	Maximale Längenänderung		
	X _S -Richtung	Y _S -Richtung	Z _S -Richtung
Nominal	1066 µm	559 µm	431 µm
1,21 mm	+0,2%	+0,3%	-4,9%
1,31 mm	+0,1%	+0,5%	+0,9%
1,44 mm	+0,2%	+0,2%	-2,7%

Entsprechend der Simulationsergebnisse ist der Einfluss auf die X_S- und in Y_S-Deformation vernachlässigbar gering. Erwartungsgemäß ist der Einfluss in Z_S-Richtung größer, was jedoch auch durch die Vorgehensweise zur Berücksichtigung der Formabweichung in der FEM-Simulation bedingt sein könnte.

Insgesamt ist der Einfluss der gemessenen Formabweichung des Trägers auf das thermomechanische Ausdehnungsverhalten vernachlässigbar gering und die Aussagekraft im Vergleich zu der erwarteten Genauigkeit der Simulationsergebnisse fragwürdig. Die Auswirkung der Deformationszustände auf die optischen Verzerrungsparameter wird daher nicht weiter untersucht.

5.3.5 Einfluss der Formabweichung des Spiegels

Der Einfluss der fertigungsbedingten Formabweichung des Spiegels wird in diesem Abschnitt vorgestellt. Zunächst wird der Einfluss auf das mechanische Ausdehnungsverhalten bei einer Erwärmung um 65 K untersucht. Die Berücksichtigung der Formabweichung im Modell ist in Abschnitt 3.3.3 beschrieben. Als Referenz wird das Modell der 4P-Baugruppe mit Nominalgeometrien verwendet. Da der E-Modul des Kunststoffspiegels deutlich kleiner als der E-Modul des Trägers ist, wird der Einfluss als gering eingeschätzt. Außerdem ist die absolute Formabweichung des Spiegels geringer, da der Spiegel als optisches Element höhere Anforderungen an die Formabweichung hat.

Anschließend wird mittels der optomechanischen Simulationstechnik die Auswirkung der Formabweichungen auf die optischen Verzerrungsparameter untersucht. Dies erfolgt im ersten Schritt bei Raumtemperatur und im zweiten Schritt mit einer zusätzlichen Temperaturerhöhung. Da die Formabweichungen des Spiegels unmittelbar zu einer Verzerrung des virtuellen Bildes führen, wird der Einfluss der Spiegelformabweichungen größer erwartet als der Einfluss durch die Trägerformabweichung.

Die Spiegelform der untersuchten Spiegel wurde nach der Verklebung und der anschließenden Temperaturlagerung mit dem SpecGAGE-3D Messsystem vermessen (siehe Abschnitt 4.2.2). Ein exemplarisches Messergebnis des Spiegels des Mehrspiegelsystems ist in Abbildung 5.17 dargestellt.

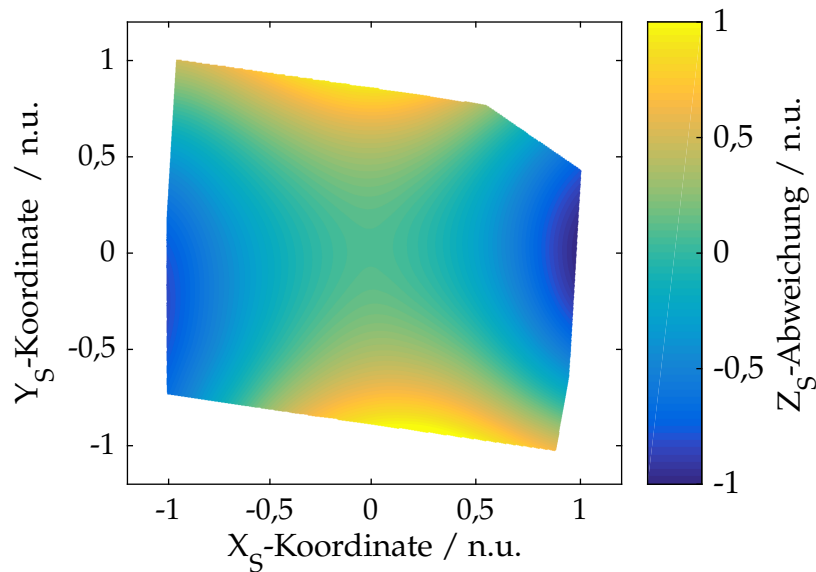


Abbildung 5.17: Exemplarisches Messergebnis der fertigungsbedingten Formabweichung der Spiegeloberfläche

Einfluss auf das mechanische Ausdehnungsverhalten

Für die Untersuchung des Einflusses auf das mechanische Ausdehnungsverhalten wurden 20 gemessene Spiegeloberflächen berücksichtigt. Die Oberflächenabweichungen der Spiegel sehen gleichartig aus, weshalb der PV-Wert als Vergleichsparameter verwendet wird. Die gemessenen PV-Werte wurden willkürlich skaliert und sind im Anhang B dargestellt. Die Einheit der skalierten PV-Werte des Spiegels wird für eine eindeutige Zuordnung a.u._S bezeichnet.

Folgende drei Formabweichungen wurden für die Untersuchung stellvertretend nachsimuliert:

- Minimaler PV-Wert: 1,19 a.u._S
- Median PV-Wert: 1,46 a.u._S
- Maximaler PV-Wert: 1,72 a.u._S

Die unter Berücksichtigung der verschiedenen Formabweichungen simulierten Maximalausdehnungen der 4P-Baugruppe bei +65 K sind in der Tabelle 5.7 aufgetragen. Die Simulationsergebnisse belegen erwartungsgemäß, dass der Einfluss der vergleichsweise geringen Spiegelformabweichungen auf das mechanische Ausdehnungsverhalten der Spiegelbaugruppe bei +65 K vernachlässigbar gering ist (Einfluss < 1%).

Tabelle 5.7: Einfluss der Formabweichung des Spiegels auf die maximalen Längenänderungen der 4P-Baugruppe bei +65 K

PV-Wert der Spiegelform	Maximale Längenänderung		
	X _S -Richtung	Y _S -Richtung	Z _S -Richtung
Nominal	1066 µm	559 µm	431 µm
1,19 a.u. _S	-0,1%	0,0%	0,0%
1,46 a.u. _S	0,0%	0,0%	-0,8%
1,72 a.u. _S	-0,1%	0,0%	+0,8%

Einfluss auf die Verzerrungsparameter bei Raumtemperatur

Der Einfluss der drei Spiegelformabweichungen auf die Verzerrung des virtuellen Bildes ohne zusätzliche Temperaturerhöhung wurde simuliert und ist in Abbildung 5.18 dargestellt.

Alle untersuchten Formabweichungen führen zu einer deutlichen Vergrößerung der Verzerrungsparameter. Bedingt durch die absolut größeren Formabweichungen des Spiegels 1, wirken sich diese im Vergleich zu denen des Combiners stärker aus (vgl. Abbildung 5.9b). Dies lässt sich durch die Größe und der damit einhergehenden höheren Fertigungstoleranz des Spiegels erklären.

Die Streuung der optischen Verzerrungsparameter belegt, wie sensitiv das komplexe Mehrspiegelsystem auf Formabweichungen des Spiegels 1 reagiert.

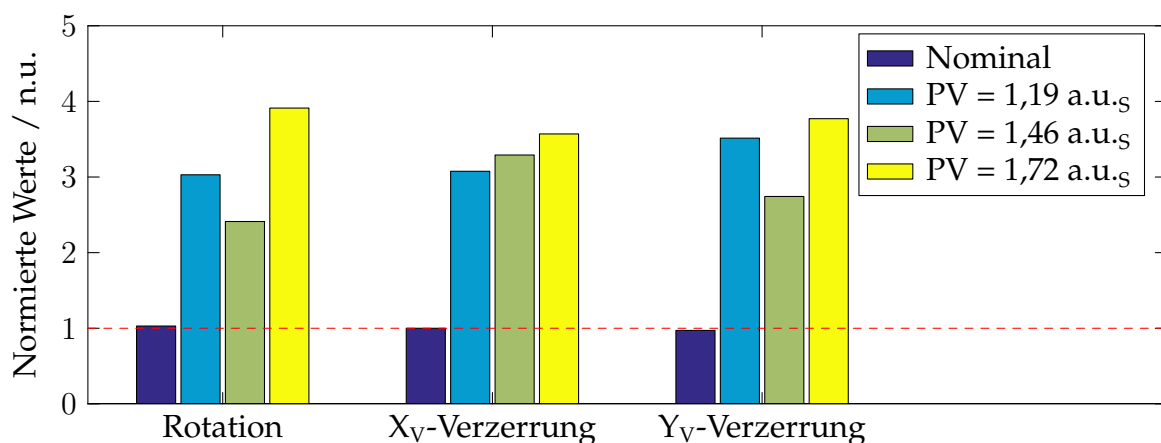


Abbildung 5.18: Einfluss der Spiegelformabweichung auf die optischen Verzerrungsparameter bei Raumtemperatur

Einfluss auf die Verzerrungsparameter bei einer Temperaturänderung von +65 K

In Abbildung 5.19 sind die simulierten optischen Verzerrungsparameter abgebildet, die sich durch die Berücksichtigung der Spiegelformabweichungen und einer zusätzlichen Erwärmung der Spiegelbaugruppe um 65 K ergeben.

Je nach Parameter und Spiegelform führt die zusätzliche Erwärmung zu einer Vergrößerung, Verkleinerung oder zu keiner Veränderung des Verzerrungsparameters.

Der Vergleich der Abbildungen 5.18 und 5.19 zeigt, dass sich die gemessenen Formabweichungen deutlich stärker auf den Verzerrungszustand des virtuellen Bildes auswirken als die Erwärmung der Spiegelbaugruppe. Über alle Verzerrungsparameter gemittelt führt die Erwärmung der nominalen 4P-Baugruppe zu einer Erhöhung der Verzerrungsparameter um 8,7%. Im Mittel über alle Verzerrungsparameter und alle Formabweichungen führen die Spiegelformabweichungen zu einer Erhöhung um 230%.

Ferner ist zu sehen, dass einige Verzerrungsparameter durch die Erwärmung kleiner werden. Dies liegt vermutlich daran, dass sich die Formabweichung des Spiegels deutlich vom Optimum der Nominalform unterscheidet und die Wahrscheinlichkeit einer Verbesserung durch eine Verformung zunimmt.

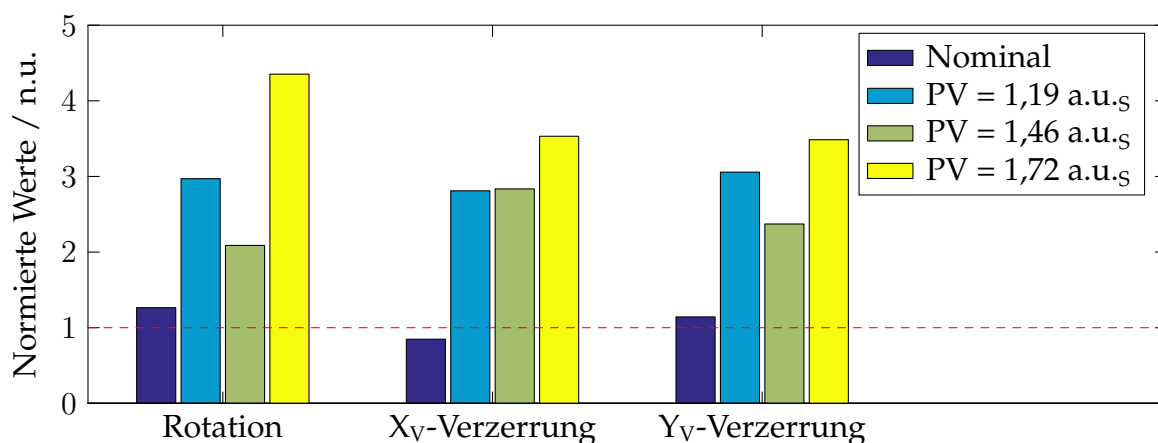


Abbildung 5.19: Einfluss der Spiegelformabweichung auf die optischen Verzerrungsparameter bei +65 K

5.3.6 Auswirkung auf ein gesamtes Mehrspiegelsystem

In Abschnitt 3.2 wurde die Hypothese aufgestellt, dass die Spiegelbaugruppe 1 mehr Einfluss auf die optischen Verzerrungsparameter hat als die anderen Spiegelbaugruppen, weshalb weiterhin repräsentativ die Spiegelbaugruppe 1 detailliert untersucht wurde. Diese Hypothese wird in diesem Abschnitt überprüft.

Dafür wurden die Wärmeausdehnungen der Spiegelbaugruppe 2 und 3 (vgl. Abbildung 3.11) bei +65 K sowie die Auswirkung auf die Verzerrungsparameter simuliert.

Für den direkten Vergleich der unterschiedlichen Spiegelbaugruppen wurde untersucht, wie viel Einfluss die Erwärmung einer einzigen Spiegelbaugruppe hat, während die anderen Spiegelformen nominal bleiben.

Als weiteres Anwendungsbeispiel wurden zudem die Verzerrungsparameter simuliert, wenn sich alle Spiegelbaugruppen gleichzeitig um 65 K erwärmen. Die Simulationsergebnisse sind in Abbildung 5.20 gegenübergestellt.

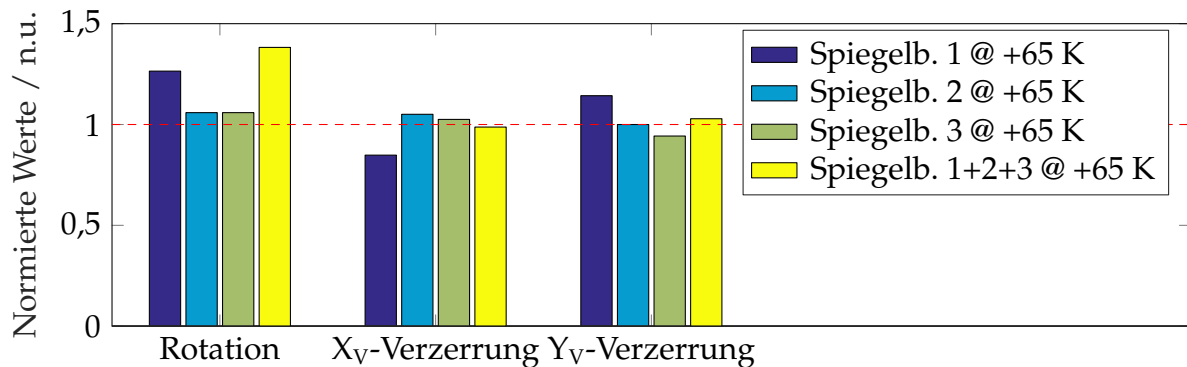


Abbildung 5.20: Einfluss der unterschiedlichen Spiegelbaugruppen des Mehrspiegelsystem auf die optischen Verzerrungsparameter

Die Simulationsergebnisse, bei denen jeweils nur eine Spiegelbaugruppe erwärmt wurde, bestätigen die eingangs aufgestellt Hypothese: Die Spiegelbaugruppe 1 hat bei den thermischen Lasten mehr Einfluss auf die optischen Verzerrungsparameter als die anderen Spiegelbaugruppen.

Bei der gleichzeitigen Erwärmung aller Spiegelbaugruppen zeigt sich im Vergleich zur Erwärmung der Spiegelbaugruppe 1 eine Vergrößerung der Rotation und der X_V -Verzerrung sowie eine Verkleinerung der Y_V -Verzerrung. Dies zeigt, wie sich die thermischen Deformationen im betrachteten Mehrspiegelsystem wechselseitig verstärken oder kompensieren.

5.3.7 Zusammenfassung der thermischen Lasten

Zunächst wurde das mechanische Modell der Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems hinsichtlich des thermischen Ausdehnungsverhaltens verifiziert. Der Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen der 4P-Baugruppe zeigt eine gute Übereinstimmung in den Deformationskarten und in den maximalen Längenausdehnungen (die durchschnittliche Abweichung bei +65 K beträgt 2,5%). Dies belegt die Aussagekraft des mechanischen Modells und der darauf basierenden optomechanischen Simulation. Prinzipiell lässt sich das anisotrope Ausdehnungsverhalten des glasfasergefüllten Trägers durch ein Moldflow Modell genauer abbilden. Das im Rahmen dieser Arbeit zugeliferte Moldflow Modell des Trägers passt jedoch deutlich schlechter mit den

experimentellen Ergebnissen überein und wurde deshalb nicht weiter berücksichtigt. Mit dem mechanischen Modell der Spiegelbaugruppe wurde weiterhin der Einfluss der thermischen Deformation auf die optischen Verzerrungsparameter simuliert. Der Parameter der Rotation vergrößert sich durch die Temperaturerhöhung von 65 K auf 1,27 n.u. bei der 4P-Baugruppe und auf 1,21 n.u. bei der 5P-Baugruppe.

Weiterhin wurde simulativ der Einfluss der fertigungsbedingten Formabweichung des Trägers und des Spiegels untersucht. Die Formabweichung des Trägers wirkte sich bei der Temperaturerhöhung von 65 K vernachlässigbar gering auf die Maximalausdehnungen aus. Dies lässt sich dadurch begründen, dass sich das Ausdehnungsverhalten des Trägers durch die Formabweichung nicht wesentlich ändert.

Im Gegensatz dazu zeigten die gemessenen Spiegelformabweichungen einen großen Einfluss auf die Verzerrungsparameter. Der Parameter der Rotation vergrößerte sich auf maximal 3,91 n.u. bei Raumtemperatur und auf 4,35 n.u. bei einer Temperaturerhöhung von 65 K. Dieser große Einfluss ist Folge der sattelförmigen Formabweichung der gemessenen Spiegel. Die lokalen Steigungsfehler der Spiegel haben einen deutlich größeren Einfluss auf die Verzerrungsparameter als die gleichmäßige Deformation durch die Temperatúrausdehnung.

Bei der Untersuchung des gesamten Mehrspiegelsystems unter thermischer Last wurde die eingehende Hypothese dadurch erfolgreich überprüft, dass die Spiegelbaugruppe 1 hinsichtlich der Verzerrungsparameter kritischer als die anderen Spiegelbaugruppen ist. Darüber hinaus zeigt die Simulation, bei der alle Spiegelbaugruppen gleichzeitig erwärmt werden, dass sich die thermischen Einflüsse im Mehrspiegelsystem teilweise verstärken und teilweise kompensieren. Durch den Einsatz der optomechanischen Simulationsmethodik können diese thermomechanischen Wechselwirkungen unterschiedlicher Spiegelbaugruppen untersucht und entsprechend aufeinander abgestimmt werden.

5.4 Dynamische Lasten

In diesem Unterkapitel wird die Auswirkung dynamischer Lasten auf das Mehrspiegelsystem mittels optomechanischer Simulationsmethodik untersucht. Als Bewertungskriterien werden die Verzerrung des virtuellen Bildes sowie die Punktverbreiterung während einer Schwingungsperiode verwendet.

Für die Erhöhung der Aussagekraft der Simulationsergebnisse wird das mechanische Modell hinsichtlich der Resonanzfrequenzen, den Schwingungsformen und den -amplituden experimentell verifiziert. Anschließend wird auf die Ergebnisse des zugefertigten Moldflow Modells des glasfasergefüllten Spiegelträgers eingegangen.

Weiterhin werden die simulierten Auswirkungen der dynamischen Lasten sowie der Einfluss der fertigungsbedingten Formabweichungen des Trägers und des Spiegels vorgestellt. Da der untersuchte Träger bei der Auslegung hinsichtlich des dynamischen Verhaltens optimiert wurde und er aus glasfaserverstärktem Kunststoff besteht, wird erwartet, dass maximal drei Resonanzfrequenzen der Spiegelbaugruppe unter 200 Hz liegen. Weiterhin wird erwartet, dass die Randbedingungen der Spiegelbaugruppe gut modelliert werden können und die simulierten Schwingungsformen gut mit den Messergebnissen übereinstimmen. Da der E-Modul der Bauteile sowie die Dämpfungsparameter an die Messergebnisse angepasst werden, wird sowohl bei den Resonanzfrequenzen als auch bei den Schwingungsamplituden eine maximale Abweichung von 10% angenommen. Basierend auf den Erkenntnissen der thermischen Lasten wird durch die Verwendung des Moldflow Modells keine bessere Übereinstimmung mit den Messergebnissen erwartet.

Die Auswirkung der dynamischen Lasten auf die Verzerrungsparameter hängt unmittelbar mit der Schwingungsform und der -amplitude zusammen. Prinzipiell wird erwartet, dass die Schwingungsformen zu größeren lokalen Steigungsfehlern führen als thermische Lasten, weshalb mit einem größeren Einfluss der dynamischen Lasten gerechnet wird.

Der Einfluss der gemessenen Formabweichung des Spiegelträgers auf das dynamische Verhalten wird entsprechend dem vorherigen Abschnitt vernachlässigbar gering eingeschätzt. Bei den Formabweichungen des Spiegels wird ein geringer Einfluss auf das dynamische Verhalten und ein großer Einfluss auf die Verzerrungsparameter erwartet.

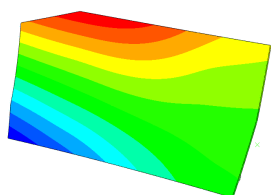
5.4.1 Experimentelle Verifizierung der Schwingungsformen und der Resonanzfrequenzen

Im ersten Schritt der Verifizierung werden die simulierten und die experimentellen Ergebnisse der Schwingungsformen und der Resonanzfrequenzen bis 200 Hz verglichen. Der Messablauf sowie der Versuchsplan ist in Abschnitt 4.4.5 beschrieben.

Von den verklebten 20 Spiegelbaugruppen wurden zwei für die thermischen Experimente verwendet. Zwei Baugruppen wurden für den Einlauf der dynamischen Experimente genutzt, bei zwei weiteren Baugruppen löste sich die Klebeverbindung während der Temperaturlagerung. Für die dynamische Verifizierung des Modells wurden insgesamt 14 Spiegelbaugruppen verwendet (sieben 4P-Baugruppen und sieben 5P-Baugruppen).

Unter 200 Hz zeigten die untersuchten Spiegelbaugruppen zwei Resonanzüberhöhungen. Der Vergleich der simulierten und gemessenen Ergebnisse ist in Abbildung 5.21 dargestellt. Da sich die Schwingungsformen der 4P- und der 5P-Baugruppe weder in der Simulation noch in der Messung unterscheiden, sind repräsentativ die Schwingungsformen der 4P-Baugruppe dargestellt. Aufgrund des Spiegels im Messaufbau sind die gemessenen Schwingungsformen horizontal gespiegelt (siehe Abbildung 4.14). Für eine bessere Vergleichbarkeit wurden auch die Simulationsergebnisse gespiegelt. Der Feder-Pin-Kontakt befindet sich im gespiegelten Zustand auf der rechten Seite der Spiegelbaugruppe.

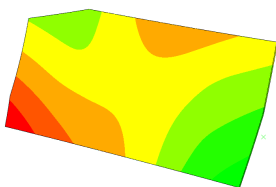
Simulationsergebnisse



Mode 1

4P-Baugruppe: 123 Hz

5P-Baugruppe: 122 Hz

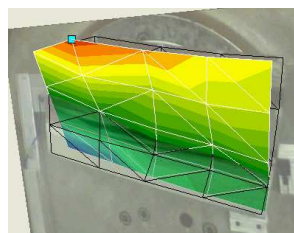


Mode 2

4P-Baugruppe: 159 Hz

5P-Baugruppe: 158 Hz

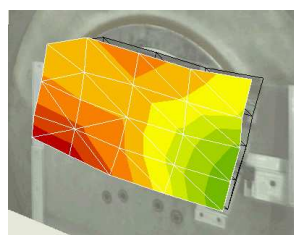
Experimentelle Ergebnisse



Mode 1

4P-Baugruppe: 126 Hz (+2,7%)

5P-Baugruppe: 126 Hz (+2,8%)



Mode 2

4P-Baugruppe: 153 Hz (-3,4%)

5P-Baugruppe: 154 Hz (-2,9%)

Abbildung 5.21: Gegenüberstellung der Schwingungsformen und Resonanzfrequenzen der Spiegelbaugruppe des Mehrspiegelsystems

Die Mediane der Messergebnisse aller Spiegelbaugruppen sind in Abbildung 5.21 angegeben. Die Werte in Klammern repräsentieren die prozentualen Abweichungen zum Simulationsergebnis. Die Messergebnisse aller Spiegelbaugruppen sind tabellarisch in Anhang C aufgeführt.

Die dargestellten Schwingungsformen der ersten beiden Resonanzfrequenzen zeigen in der Simulation und in der Messung eine gute Übereinstimmung. Die Spiegelbaugruppe führt bei der ersten Resonanzfrequenz eine Torsionsschwingung um die Lagerachse durch. Die Verformungen sind auf der Seite des Feder-Pin-Kontakts geringer als auf der gegenüberliegenden Seite. Bei der zweiten Resonanzfrequenz zeigt sich eine dynamische Durchbiegung der Spiegeloberfläche.

Hinsichtlich des virtuellen Bildes wird erwartet, dass die erste Resonanzfrequenz zu einer Verschiebung des Bildes in vertikaler Richtung führt. Für die Durchbiegung der Spiegeloberfläche bei der zweiten Resonanzfrequenz wird ein größerer Einfluss auf den Verzerrungszustand des virtuellen Bildes erwartet. Beide Effekte könnten durch den Fahrer als Bildzittern wahrgenommen werden.

Die gemessenen Resonanzfrequenzen stimmen gut mit den Simulationswerten überein. Die maximale Abweichung beträgt 3,4%. Diese geringe Abweichung belegt, dass das isotrope Modell des Trägers mit angepasstem E-Modul die Schwingungsformen und die Resonanzfrequenzen gut abbildet. Die Haupteinflussfaktoren für die Restabweichung sind vermutlich das anisotrope Verhalten des Spiegelträgers und die Formabweichungen der einzelnen Bauteile.

Der zusätzliche fünfte Klebepunkt bei den 5P-Baugruppen hat bis 200 Hz keinen relevanten Einfluss auf die Schwingungsformen und die Resonanzfrequenzen. Dies liegt an den auftretenden Schwingungsformen, bei denen im Bereich des fünften Klebepunktes keine Kräfte übertragen werden. Bei höheren Moden wird ein zunehmender Einfluss der Klebegeometrie erwartet.

5.4.2 Experimentelle Verifizierung der Schwingungsamplituden

Bestimmung des optimalen Messpunktes durch Vorversuche

Die experimentelle Verifizierung der Schwingungsamplituden findet repräsentativ an einem Messpunkt auf der Spiegeloberfläche statt (vgl. Abschnitt 4.4.5). Da die optimale Messposition unter anderem vom Messaufbau und der Signalqualität abhängt, wurde sie durch Vorversuche bestimmt. Dafür wurden die Schwingungsamplituden von zehn Messpunkten an einer 4P-Baugruppe amplitudentreu gemessen (siehe Abbildung 4.13). Die gemessenen Amplituden für beide Resonanzfrequenzen sind in Tabelle 5.8 zusammengefasst.

Die Hauptanforderung an die Auswahl des Messpunktes war die gute Erkennbarkeit beider Resonanzüberhöhungen. Dies war bei den Messpunkten 2, 3 und 10 am besten

Tabelle 5.8: Gemessene Schwingungsamplituden für die Auswahl des Messpunktes

Messpunkt	Amplitude / μm	
	Mode 1	Mode 2
1	17,8	106
2	33,6	138
3	34,8	72,9
4	23,6	81,3
5	7,6	32,3
6	10,9	115
7	14,3	156
8	5,3	22,4
9	19,6	132
10	38,7	243

erfüllt. Für eine gute Darstellbarkeit hat es sich weiterhin angeboten, den Messpunkt mit der kleinsten Differenz der Schwingungsamplituden der beiden Moden auszuwählen. Aus diesem Grund wurde der Messpunkt 3 repräsentativ für die Verifizierung der Schwingungsamplituden der gesamten Spiegeloberfläche ausgewählt.

Die Messergebnisse sind auch im Vergleich zu den gemessenen Schwingungsformen in Abbildung 5.21 plausibel.

Verifizierung bei konstanter Anregung

Im Rahmen der Modellverifizierung wurden die Dämpfungsparameter des Modells an die experimentellen Ergebnisse angepasst. Dafür wurden die maximalen Schwingungsamplituden des zuvor bestimmten Messpunktes für beide Resonanzüberhöhungen gemessen. Die Messergebnisse der untersuchten Spiegelbaugruppen sind in Abbildung 5.22 zu sehen. Die maximalen Schwingungsamplituden der 4P-Baugruppen sind durch Sterne und die der 5P-Baugruppen durch Kreise dargestellt. Die Werte sind im Anhang C zusammengefasst. Für die Gegenüberstellung mit den Simulationsergebnissen wurde die Schwingungsamplitude der repräsentativen Spiegelbaugruppe 4P-5 über dem gesamten Frequenzbereich gemessen.

Die gemessenen maximalen Schwingungsamplituden der ersten Mode sind deutlich geringer als die der zweiten Mode. Bei konstanter Anregung verformt sich die Spiegeloberfläche demnach bei der zweiten Mode mehr als bei der ersten. Dies lässt sich durch die unterschiedlichen Anregbarkeiten der beiden Moden erklären. Die kippende Bewegung der ersten Mode lässt sich durch die lineare Anregung der Spiegelbaugruppe in Z-Richtung schlechter anregen als die durchbiegende Bewegung der zweiten Mode.

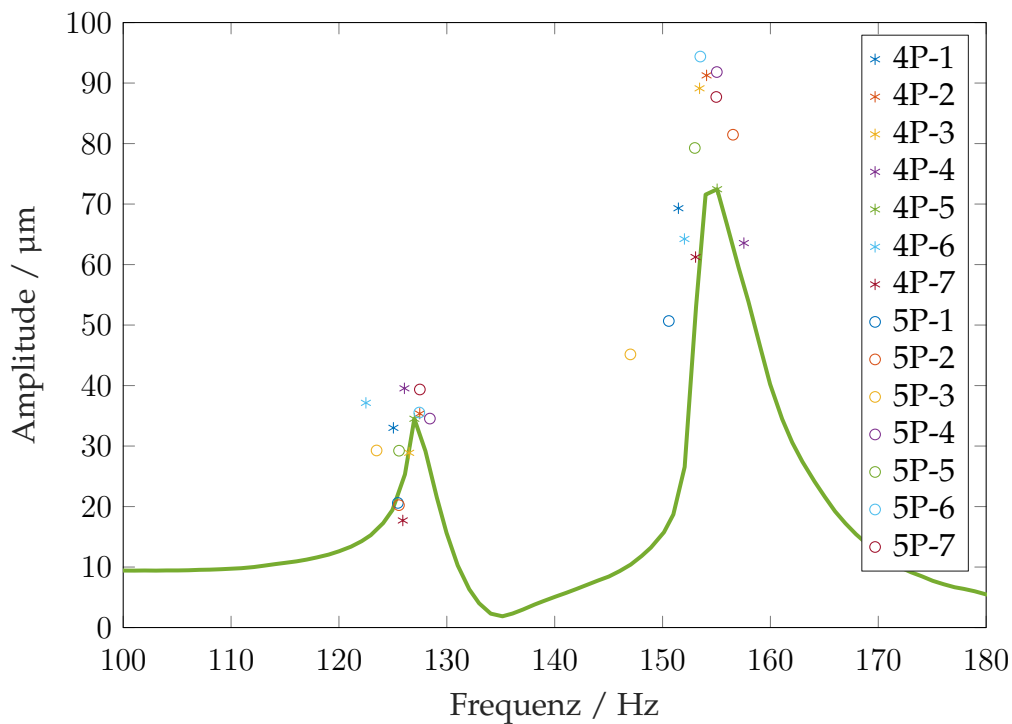


Abbildung 5.22: Gemessene Schwingungsamplituden bei konstanter Anregung

Weiterhin zeigen die Ergebnisse eine gewisse Streuung der Resonanzfrequenzen und der Schwingungsamplituden. Im Rahmen der gemessenen Streuungen verhalten sich die 4P-Baugruppen und die 5P-Baugruppen hinsichtlich der Resonanzfrequenzen und der Schwingungsamplituden bis 200 Hz identisch.

Die Streuung der gemessenen Resonanzfrequenzen über die unterschiedlichen Spiegelbaugruppen beträgt maximal 5% und ist vermutlich durch die leicht unterschiedlichen Bauteilgeometrien bedingt.

Die Streuung der maximal gemessenen Schwingungsamplituden beträgt bis zu 49%. Die größere Streuung ergibt sich wahrscheinlich aus den sich überlagernden Effekten der unterschiedlichen Bauteilgeometrien und der schlechteren Messgenauigkeit der Schwingungsamplitude. Zudem hat eine Verschiebung des Messpunktes in der X_S - Y_S -Ebene einen direkten Einfluss auf das Messergebnis.

Die Dämpfungsparameter des Modells wurden für die weiteren Untersuchungen an die repräsentative 4P-Baugruppe 4P-5 angepasst. Die direkte Gegenüberstellung der simulierten und gemessenen Schwingungsamplituden über der Frequenz ist in Abbildung 5.23 dargestellt. Da die untersuchte Spiegelbaugruppe im relevanten Frequenzbereich lediglich zwei Resonanzüberhöhungen besitzt, konnten die Dämpfungsparameter an die Schwingungsamplituden in beiden Resonanzfällen exakt angepasst werden.

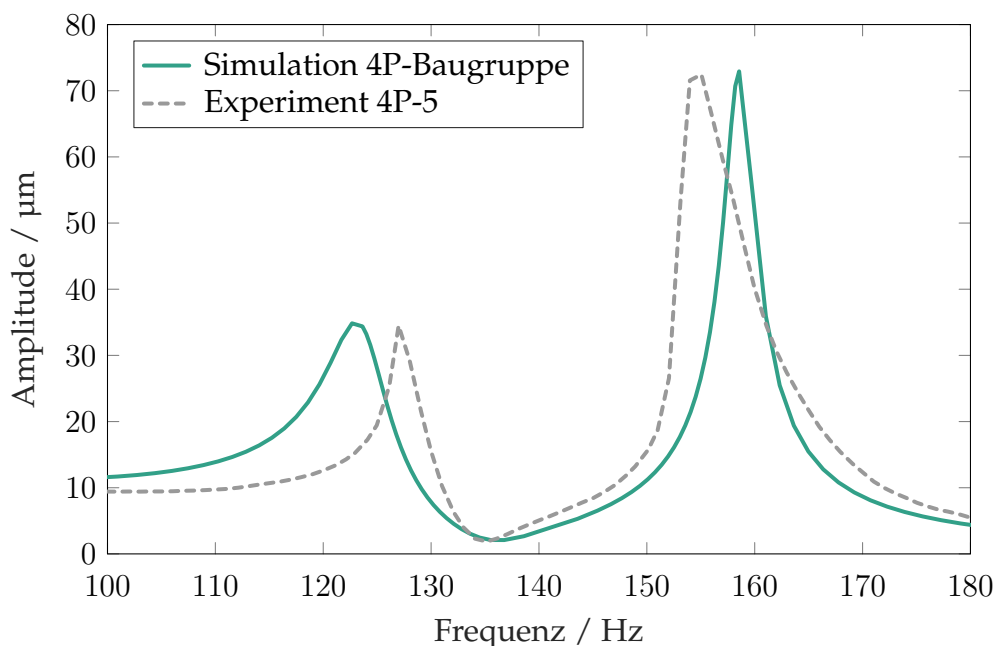


Abbildung 5.23: Verlauf der Schwingungsamplitude über der Frequenz bei konstanter Anregung

Insgesamt verdeutlichen die Ergebnisse, dass das mechanische Modell die Schwingungsformen, die Resonanzfrequenzen sowie die Maximalamplituden der Spiegelbaugruppe bei konstanter Anregung gut abbildet.

Ergebnisse bei Anregung mit dem Rauschprofil

Nach der Verifizierung des Modells durch eine geringe konstante Anregung erfolgt in diesem Abschnitt der Übertrag auf eine realitätsnahe Anregungslast. Dafür wurde die Spiegelbaugruppe 4P-5 experimentell mit dem in Abbildung 4.12 dargestellten Rauschprofil angeregt und die maximal auftretende Schwingungsamplitude während eines Zeitfensters von 60 Sekunden gemessen.

Die gemessenen maximalen Schwingungsamplituden über dem relevanten Frequenzbereich sind in Abbildung 5.24 dargestellt. Für den direkten Vergleich ist auch das Simulationsergebnis der 4P-Baugruppe bei konstanter Anregung mit 2 m/s^2 abgebildet. Die maximalen Schwingungsamplituden sind im Anhang C aufgeführt.

Im Verlauf der gemessenen Schwingungsamplitude ist die erste Resonanzüberhöhung nicht und die zweite deutlich zu erkennen. Obwohl der Energieeintrag bei der ersten Mode dem Rauschprofil entsprechend höher ist als bei der zweiten, verformt sich die Spiegeloberfläche bei der zweiten Mode aufgrund der besseren Anregbarkeit stärker. Aus diesem Grund wird die zweite Mode hinsichtlich der optomechanischen Auswirkung als wichtiger erachtet.

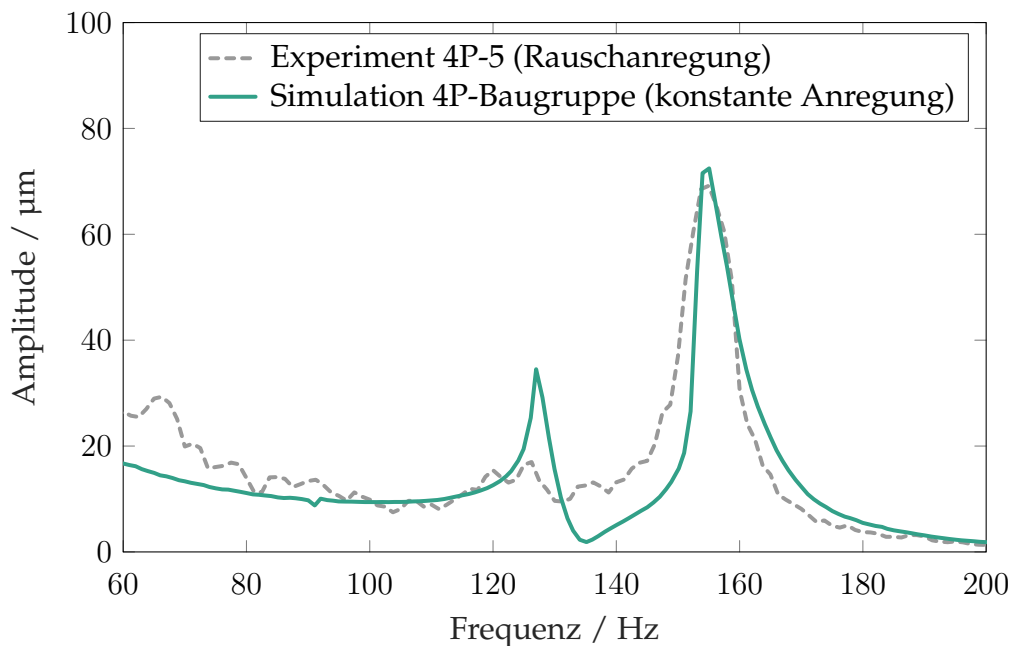


Abbildung 5.24: Gemessener Verlauf der Schwingungsamplitude über der Frequenz bei realem Rauschanregungsprofil und Vergleich mit den Simulationsergebnissen bei konstanter Anregung mit 2 m/s^2

Der gemessene und der simulierte Verlauf zeigen eine unerwartet gute Übereinstimmung der maximalen Schwingungsamplituden der zweiten Mode. Die Abweichung beträgt lediglich $3 \text{ }\mu\text{m}$ und ist hinsichtlich der Messstreuung vernachlässigbar. Die geringe konstante Anregung von 2 m/s^2 führt folglich zu der gleichen Auslenkung der zweiten Mode wie bei der realitätsnahen Rauschanregung.

Für das mechanische Simulationsmodell bedeutet das weiterhin, dass eine konstante Anregung mit 2 m/s^2 zu einer realistischen Verformung der zweiten Mode führt. Die erste Mode verformt sich in der Simulation stärker als bei der Messung, was für die Simulation der optomechanischen Auswirkung als konservative Abschätzung angesehen wird.

5.4.3 Ergebnisse des Moldflow Modells

Analog zu den thermischen Lasten wird in diesem Abschnitt untersucht, ob das zugelieferte Moldflow Modell des glasfasergefüllten Spiegelträgers das experimentell gemessene dynamische Verhalten besser beschreibt als das isotrope Modell (vgl. Abschnitt 3.3.2). Der mit dem Moldflow Modell simulierte Verlauf der Schwingungsamplitude über der Frequenz ist in Abbildung 5.25 zu erkennen. Für den direkten Vergleich sind zudem die gemessenen sowie die simulierte Ergebnisse des isotropen Modells im Diagramm dargestellt.

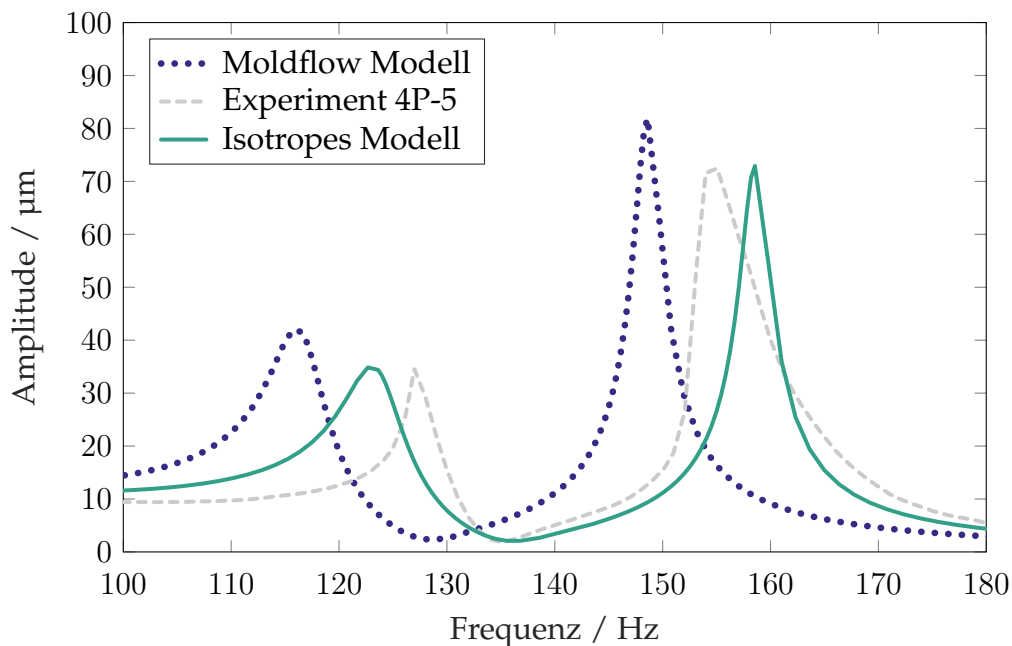


Abbildung 5.25: Simulationsergebnisse des Moldflow Modells

Im Vergleich zum isotropen Modell führt das Moldflow Modell zu geringeren Resonanzfrequenzen und höheren Schwingungsamplituden, welche schlechter mit den Messergebnissen übereinstimmen. Die niedrigeren Resonanzfrequenzen und höheren Amplituden deuten darauf hin, dass die Gesamtsteifigkeit des Spiegelträgers im Moldflow Modell zu gering ist.

Wie bei thermischen Lasten zeigt das zugelieferte Moldflow Modell keine bessere Übereinstimmung mit den dynamischen Messergebnissen und wird deshalb im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter verwendet.

5.4.4 Optomechanische Auswirkung

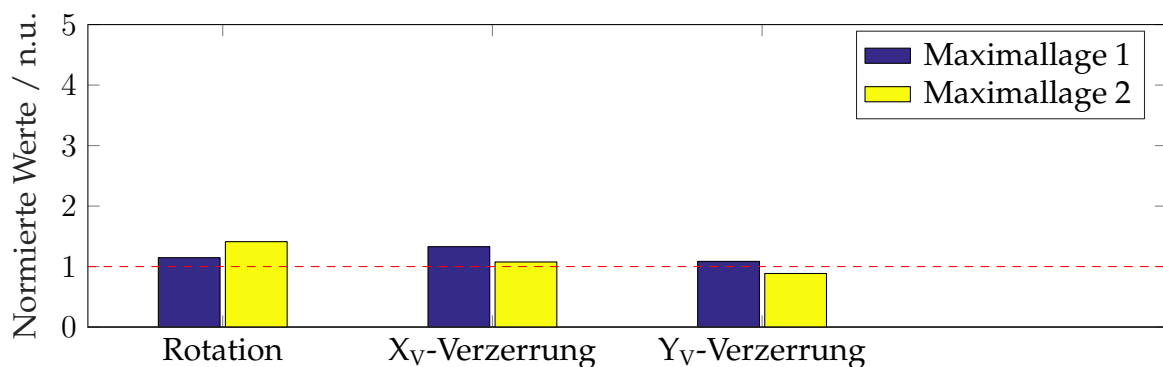
Nachfolgend wird die Auswirkung der dynamischen Lasten auf die Spiegelbaugruppe vorgestellt. Die optomechanischen Ergebnisse basieren auf den Verformungen des isotropen Simulationsmodells bei einer konstanten Anregung mit 2 m/s^2 . Da sich die 4P- und 5P-Baugruppen im relevanten Frequenzbereich dynamisch identisch verhalten, werden stellvertretend die Ergebnisse der 4P-Baugruppe dargestellt.

Die Methodik für die optomechanische Bewertung der dynamische Lastfälle ist in Abschnitt 3.5.5 beschrieben. Sie basiert auf der optischen Auswertung der beiden Maximallagen der Spiegeloberfläche während einer Schwingungsperiode. Die Maximallage, bei der sich der Messpunkt 3 (siehe Abbildung 4.13) in die positive Z_S -Richtung verformt, wird Maximallage 1 bezeichnet.

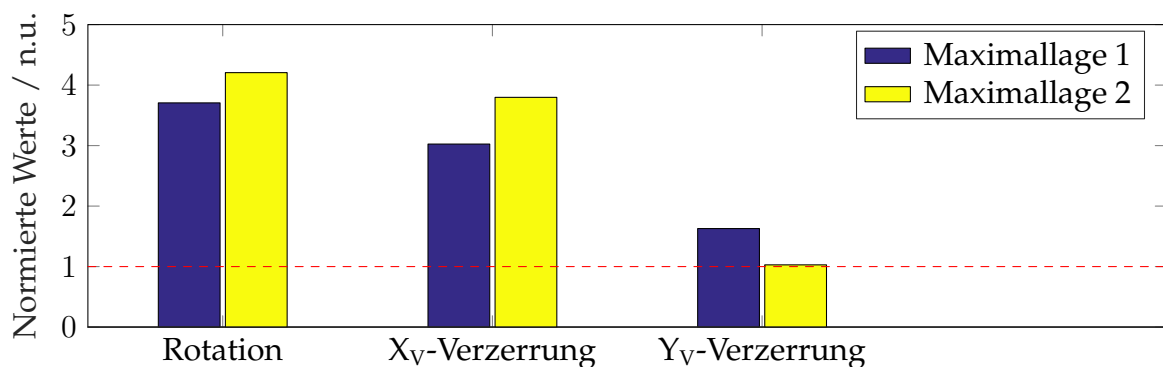
Auswirkung auf die optischen Verzerrungsparameter

Die simulierte Auswirkung der dynamischen Lasten auf die optischen Verzerrungsparameter ist in Abbildung 5.26 zu sehen. Die dynamische Verformung der Spiegeloberfläche führt zu zeitlich variierenden Verzerrungsparametern. Im Verlauf einer Schwingungsperiode oszillieren die Verzerrungsparameter zwischen den Werten der Maximallagen und den Nominalwerten.

Die zweite Mode zeigt einen deutlich größeren Einfluss auf die optischen Verzerrungsparameter als die erste Mode. Dies liegt vermutlich einerseits an der größeren Schwingungsamplitude der zweiten Mode. Andererseits stimmt es auch mit der Erwartung überein, dass die kippende Bewegung der Mode 1 einen geringeren Einfluss auf den Verzerrungszustand des virtuellen Bildes hat.



(a) Mode 1



(b) Mode 2

Abbildung 5.26: Auswirkung der dynamischen Verformung auf die optischen Verzerrungsparameter des Mehrspiegelsystems

Auswirkung auf die Punktverbreiterung

Zu große dynamische Lasten werden durch den Fahrer häufig als störendes Bildzittern wahrgenommen. Deshalb wurde in Abschnitt 3.5.5 das alternative Bewertungskriterium der Punktverbreiterung eingeführt. Es beschreibt die Bewegung einzelner Punkte des virtuellen Bildes während einer Schwingungsperiode.

Die Simulationsergebnisse der Punktverbreiterung sind für beide Moden in Abbildung 5.27 zu erkennen. Für den Zweck einer besseren Ablesbarkeit sind die Diagramme im Anhang C größer dargestellt.

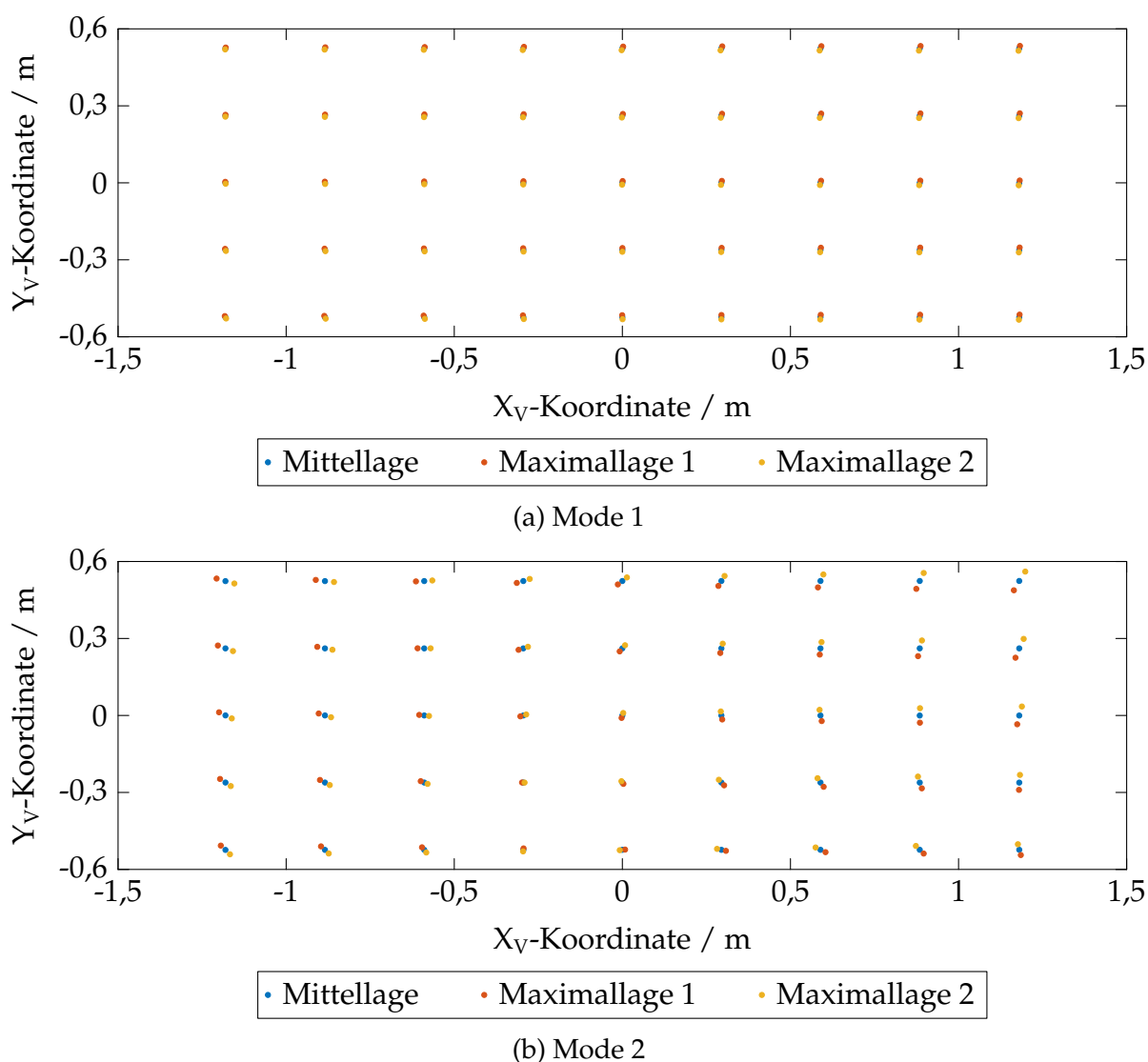


Abbildung 5.27: Auswirkung der dynamischen Verformung auf die Punktverbreiterung des virtuellen Bildes

Die Diagramme zeigen die lokale Verbreiterung einzelner Punkte über das gesamte virtuelle Bild. Die erste Schwingungsmode hat deutlich geringere Punktverbreiterungen zur Folge als die zweite Mode. Die durch die zweite Mode verursachte Punktverbreiterung zeigt deutlich, in welche Richtungen die Punkte während einer Schwingungsperiode schwingen. Zudem lässt sich erkennen, dass der Rand des virtuellen Bildes eine größere Punktverbreiterung aufweist und demnach unschärfer wahrgenommen wird als die Bildmitte.

Die Maximalwerte der Punktverbreiterung sind als Positions- und Winkeländerung in Tabelle 5.9 gegenübergestellt. Als Vergleichswert sei an dieser Stelle das typische Auflösungsvermögen des menschlichen Auges erwähnt, welches 1' beträgt [BS05].

Tabelle 5.9: Maximale Punktverbreiterungen aufgrund der dynamischen Lasten

	Positionsänderung	Winkeländerung
Mode 1	± 10 mm	$\pm 2,3'$
Mode 2	± 37 mm	$\pm 8,5'$

Im Vergleich zur ersten Mode ist die Punktverbreiterung durch die zweite Mode um den Faktor 3,7 größer. Demzufolge ist ein Bildzittern aufgrund der zweiten Mode wahrscheinlicher zu erkennen als ein Bildzittern aufgrund der ersten Mode. Im Vergleich zum menschlichen Auflösungsvermögen könnten prinzipiell beide Moden zu sichtbarem Bildzittern führen.

5.4.5 Einfluss der Formabweichung des Trägers

Einfluss auf das mechanische Verhalten

Die Untersuchung des Einflusses der Trägerformabweichungen auf das dynamische Verhalten erfolgt wie in Abschnitt 5.3.4. Die gemessenen PV-Werte der Träger-Klebefläche sind im Anhang B aufgeführt. Drei repräsentative Formabweichungen wurden im Modell nachgebildet und simulativ ausgewertet.

Die Schwingungsformen der ersten beiden Moden sehen für alle Formabweichungen aus wie für die Nominalgeometrie. In Tabelle 5.10 sind die simulierten Resonanzfrequenzen gegenübergestellt. Ein geringer Einfluss der Trägerformabweichung auf die Resonanzfrequenzen ist zu erkennen (maximal 1,3%).

Tabelle 5.10: Einfluss der Formabweichung des Trägers auf die Resonanzfrequenzen der Spiegelbaugruppe

PV-Wert der Träger-Klebefläche	Resonanzfrequenz	
	Mode 1	Mode 2
Nominal	122,7 Hz	158,6 Hz
1,21 mm	121,3 Hz	158,1 Hz
1,31 mm	121,4 Hz	158,3 Hz
1,44 mm	121,1 Hz	158,0 Hz

Als einer der Gründe für die Streuung der gemessenen Resonanzfrequenzen wurden die individuell verschiedenen Bauteilgeometrien genannt (siehe Abschnitt 5.4.2). Diese Hypothese wird durch die Ergebnisse in diesem Abschnitt gestützt.

Im FEM-Modell wurden lediglich die Formabweichungen der Träger-Klebefläche berücksichtigt (siehe Abschnitt 3.3.3). Ein weiterer Einfluss der Formabweichungen der Träger-Rückseite, der Spiegelgeometrie sowie der Klebstoffgeometrie ist zu erwarten und könnte die gesamte Streubreite der Messung erklären.

Aufgrund des insgesamt geringen Einflusses der Trägerformabweichung und der unveränderten Schwingungsformen wird mit keiner Auswirkung auf das optomechanische Verhalten gerechnet und daher auf die optische Auswertung verzichtet.

5.4.6 Einfluss der Formabweichung des Spiegels

Einfluss auf das mechanische Verhalten

Der Einfluss der Spiegelformabweichungen auf die Resonanzfrequenzen wird entsprechend der thermischen Lasten (Abschnitt 5.3.5) untersucht. Die drei ausgewählten Spiegelformabweichungen wurden im Modell nachgestellt und ausgewertet.

Wie beim Spiegelträger sind die ersten beiden Schwingungsformen unbeeinflusst von den Formabweichungen des Spiegels. Die Auswirkung auf die simulierten Resonanzfrequenzen ist in Tabelle 5.11 zusammengefasst.

Erwartungsgemäß fällt der Einfluss der Spiegelformabweichungen vernachlässigbar gering aus.

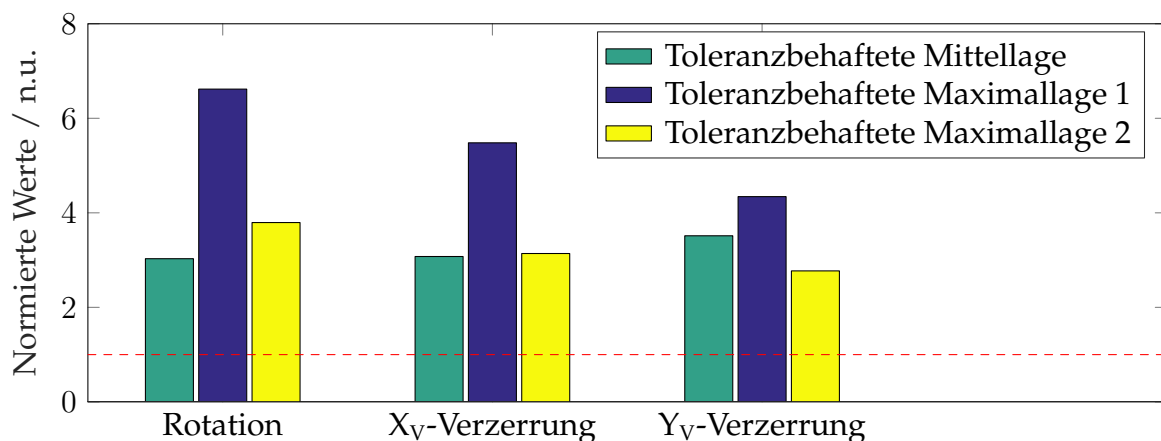
Tabelle 5.11: Einfluss der Formabweichung des Spiegels auf die Resonanzfrequenzen der Spiegelbaugruppe

PV-Wert der Spiegelform	Resonanzfrequenz	
	Mode 1	Mode 2
Nominal	122,7 Hz	158,6 Hz
1,19 a.u. _s	122,6 Hz	158,5 Hz
1,46 a.u. _s	122,5 Hz	158,4 Hz
1,72 a.u. _s	122,7 Hz	158,5 Hz

Einfluss auf das optische Verhalten

Die Bewertung des Einflusses der Spiegelformabweichungen bei dynamischen Lasten erfolgt auf Basis der Verzerrungsparameter und der Punktverbreiterung. Da die unterschiedlichen Spiegelformabweichungen keinen Einfluss auf die dynamischen Schwingungsformen der Spiegeloberfläche haben, werden repräsentativ die Ergebnisse der Spiegelform mit dem PV-Wert von 1,19 a.u._s vorgestellt. Aufgrund des deutlich größeren Einflusses werden zudem nur die Ergebnisse der zweiten Mode präsentiert. Die Ergebnisse der ersten Mode sind im Anhang C zu finden.

Die simulierten Verzerrungsparameter sind in Abbildung 5.28 dargestellt. Im Vergleich zu den Ergebnissen mit nominaler Spiegelgeometrie (Abbildung 5.26b) werden die Verzerrungsparameter durch die Berücksichtigung der Formabweichung deutlich vergrößert. Das durch die Spiegelformabweichung vorverzerrte virtuelle Bild wird demnach durch die zweite Schwingungsmode zusätzlich verzerrt.

Abbildung 5.28: Optische Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Lagen der zweiten Schwingungsmode (Spiegelform: PV = 1,19 a.u._s)

Die Ergebnisse der Punktverbreiterung aufgrund der zweiten Schwingungsmode sind in Abbildung 5.29 dargestellt. Zusätzlich ist das Diagramm im Anhang C größer abgebildet.

Die Bewegungsrichtung der Punkte im virtuellen Bild ist unverändert zu dem Ergebnis mit nominaler Spiegelgeometrie. Dies spricht dafür, dass die Bewegung der Punkte von der Schwingungsform abhängt, welche sich durch die Berücksichtigung der Spiegelformabweichung nicht verändert hat. Der Einfluss der Spiegelformabweichung lässt sich anhand der Bildpunktkoordinaten der Mittellage erkennen. In Y_V -Richtung ist das virtuelle Bild durch die Spiegelformabweichungen geringfügig größer geworden.

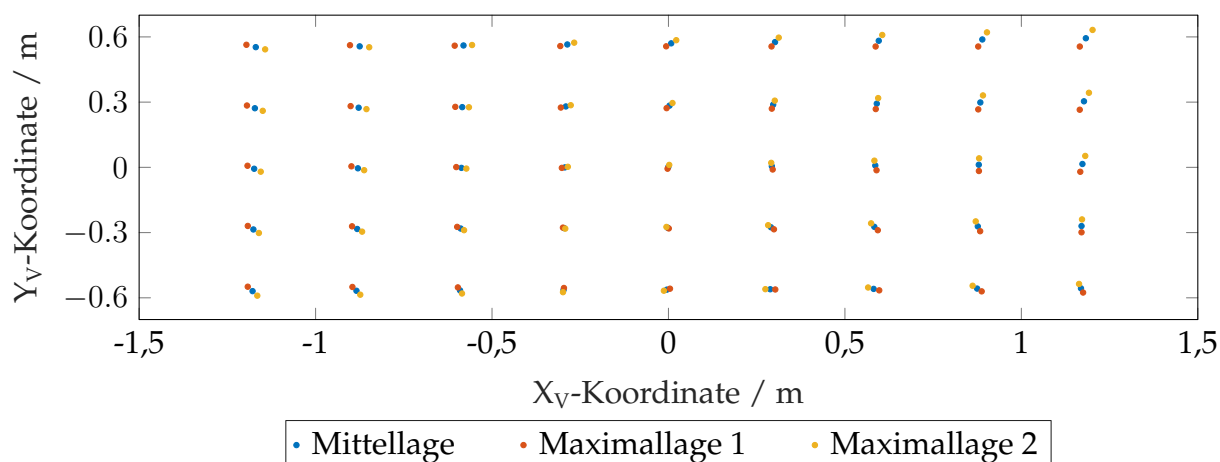


Abbildung 5.29: Punktverbreiterung durch die zweite Schwingungsmode (Spiegelform: $PV = 1,19$ a.u._s)

Die Maximalwerte der Punktverbreiterung sind in Tabelle 5.12 gegenübergestellt. Die dargestellten Maximalwerte sind im Vergleich zu den Ergebnissen mit nominaler Spiegelgeometrie (Tabelle 5.9) zu betrachten. Bei der ersten Schwingungsmode sind die Punktverbreiterungen mit und ohne Berücksichtigung der Spiegelformabweichungen identisch. Im Fall der zweiten Mode nimmt die maximale Positionsänderung aufgrund der Spiegelformabweichung um 2 mm zu (+5%).

Tabelle 5.12: Maximale Punktverbreiterungen aufgrund der dynamischen Lasten und der Spiegelformabweichungen

	Positionsänderung	Winkeländerung
Mode 1	± 10 mm	$\pm 2,3'$
Mode 2	± 39 mm	$\pm 8,9'$

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die gemessenen Spiegelformabweichungen keinen nennenswerten Einfluss auf das dynamische Verhalten der Spiegelbaugruppe haben. Die optischen Verzerrungsparameter werden durch die Formabweichungen deutlich vergrößert. Dahingegen nimmt die Punktverbreiterung aufgrund der Formabweichungen nur minimal zu.

5.4.7 Zusammenfassung der dynamischen Lasten

Das mechanische Modell der Spiegelbaugruppe wurde in diesem Unterkapitel hinsichtlich des dynamischen Verhaltens verifiziert. In der Simulation sowie im Experiment verhielten sich die 4P-Baugruppen im relevanten Frequenzbereich bis 200 Hz dynamisch identisch wie die 5P-Baugruppen, weshalb auf eine weitere Unterscheidung verzichtet wurde. Die Spiegelbaugruppe besitzt bis 200 Hz zwei Resonanzüberhöhungen, die hinsichtlich der optischen Auswirkung individuell untersucht werden.

Der Vergleich zwischen den simulierten und gemessenen Ergebnissen zeigt eine gute Übereinstimmung der Schwingungsformen sowie der Resonanzfrequenzen (die maximale Abweichung beträgt 3,4%). Weiterhin wurden die Dämpfungsparameter des Modells an typische Messergebnisse bei konstanter Anregung angepasst. Dadurch wurde eine exakte Übereinstimmung der simulierten und der gemessenen Schwingungsamplituden erzielt. Die Messergebnisse bei der Anregung durch das reale Rauschprofil zeigten, dass eine konstante Anregung mit 2 m/s^2 in der Simulation zu realistischen Verformungen der Spiegeloberfläche führt.

Die Ergebnisse des Moldflow Modells stimmten hinsichtlich des dynamischen Verhaltens der Spiegelbaugruppe schlechter mit den Messergebnissen überein als die Ergebnisse mit dem isotropen Trägermaterial, weshalb das Moldflow Modell nicht weiter berücksichtigt wurde.

Auf Basis des mechanischen Simulationsmodells wurde weiterhin die optomechanische Auswirkung simuliert. Die optischen Verzerrungsparameter vergrößern sich aufgrund der ersten Mode bis zu 1,41 n.u. (Rotation). Die zweite Mode hat einen maximalen Verzerrungsparameter von 4,21 n.u. (Rotation) zur Folge und wirkt sich demnach stärker auf die optischen Verzerrungsparameter aus als die erste.

Als weiteres Bewertungskriterium wurde die Punktverbreiterung eingeführt, welches die Bewegung von Punkten in der virtuellen Bildebene beschreibt. Aufgrund der ersten Schwingungsmode kommt es zu einer maximalen Winkeländerung von $2,3'$ während die zweite Mode zu einer maximalen Winkeländerung von $8,5'$ führt. Im Vergleich dazu beträgt das Auflösungsvermögen des menschlichen Auges etwa $1'$.

Die optomechanische Simulation der dynamischen Lasten liefert demnach Werte für die Verzerrungsparameter und die Punktverbreiterung. Die subjektive Wahrnehmung des Fahrers wird zusätzlich durch die Bewegung des Kopfes, der Informationsverarbeitung des Gehirns und weiteren Faktoren beeinflusst. Die Korrelation der vorgestellten

Bewertungskriterien zur Wahrnehmung des Fahrers muss daher durch Fahrstudien ermittelt werden. Im Bezug auf dynamische Lasten wird das Bewertungskriterium der Punktverbreiterung als relevanter eingeschätzt.

Die Untersuchung der fertigungsbedingten Formabweichungen des Trägers und des Spiegels haben mechanisch eine geringe Auswirkung, welche jedoch eine valide Ursache für die Streuung der Messwerte darstellt.

Analog zu den thermischen Lasten führt die Kombination der dynamischen Lasten und der Spiegelformabweichungen zu einer weiteren Vergrößerung der Verzerrungsparameter. Der größte Verzerrungsparameter aufgrund der zweiten Schwingungsmode verschlechtert sich von 4,21 n.u. zu 6,62 n.u. (Rotation)

Im Gegensatz dazu ist der Einfluss der Spiegelformabweichung auf die Punktverbreiterung sehr gering. Die Berücksichtigung der Spiegelformabweichung erhöht die maximale Winkeländerung von 8,5' auf 8,9'.

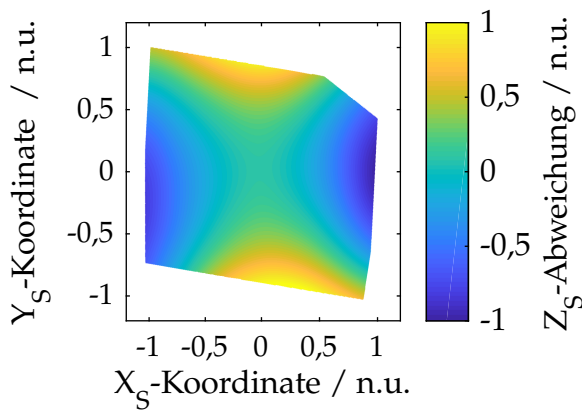
5.5 Gegenüberstellung der optomechanischen Auswirkungen

Die unterschiedlichen Auswirkungen der untersuchten Formabweichungen und der mechanischen Lasten auf die optischen Verzerrungsparameter und die Punktverbreiterungen sind in Abbildung 5.30 gegenübergestellt.

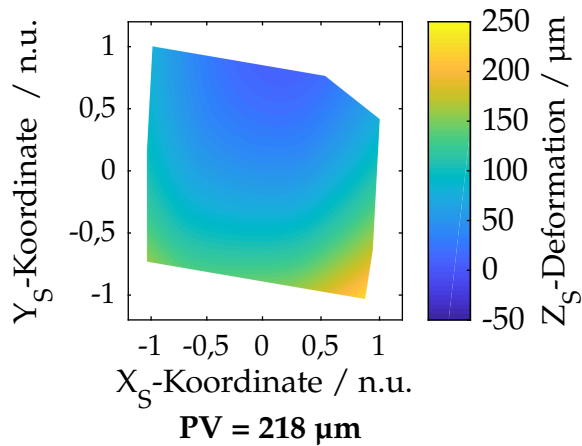
Der Vergleich der Auswirkungen zeigt, dass der Einfluss der thermischen Ausdehnung auf die optischen Verzerrungsparameter vergleichsweise gering ist. Dies liegt vermutlich daran, dass die unterschiedlichen Wärmeausdehnungen des Trägers und des Spiegels durch den weichen Kunststoff dazwischen gut ausgeglichen werden. Die sich einstellende Verformung der Spiegeloberfläche erscheint global gleichmäßig und ohne auffällige lokale Steigungsänderungen. Die Überlagerung der thermischen Last und der Formabweichung zeigt eine weitere Verzerrung des virtuellen Bildes, die durch den Einfluss der Formabweichung dominiert ist.

Im Vergleich zur thermischen Last kommt es bei der dynamischen zu einer komplexeren und stärkeren Durchbiegung der Spiegeloberfläche, die einen größeren Einfluss auf die Verzerrungsparameter hat. Auch die untersuchten fertigungsbedingten Formabweichungen der Spiegeloberfläche, die eine sattelförmige Abweichung zeigen, wirken sich fast so stark aus wie die dynamische Last.

Bei einer dynamischen Belastung mit Berücksichtigung der Formabweichung kommt es zu einer weiteren Erhöhung der Verzerrungsparameter. Hinsichtlich des Bewertungskriteriums der Punktverbreiterung, welches bei dynamischen Lasten als wichtiger eingeschätzt wird, führt die Berücksichtigung der Formabweichung jedoch nur zu einer geringfügigen Erhöhung.

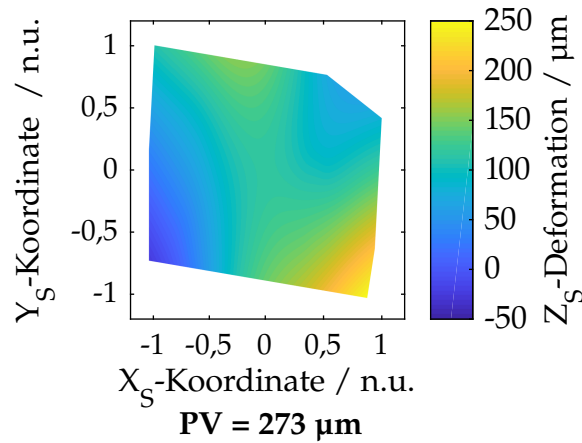


**Einfluss der untersuchten
fertigungsbedingten Formabweichung**
max. Verzerrung: 3,91 n.u. (Rotation)



Einfluss der thermischen Last (+65 K)
max. Verzerrung 4P-BG: 1,27 n.u. (Rotation)
max. Verzerrung 5P-BG: 1,21 n.u. (Rotation)

**Einfluss der thermischen Last (+65 K)
und der überlagerten Formabweichung**
max. Verzerrung 4P-BG: 4,35 n.u. (Rotation)



Einfluss der dynamischen Last (Mode 2)
max. Verzerrung: 4,21 n.u. (Rotation)
max. Punktverbreiterung: 8,5'

**Einfluss der dynamischen Last (Mode 2)
und der überlagerten Formabweichung**
max. Verzerrung: 6,62 n.u. (Rotation)
max. Punktverbreiterung: 8,9'

Abbildung 5.30: Gegenüberstellung der optomechanischen Auswirkungen

6 Vorgehensweise für die Implementierung optomechanischer Simulationen

Für die Entwicklung moderner optomechanischer Systeme mit hohen optischen Anforderungen werden standardmäßig gekoppelte optomechanische Simulationen durchgeführt [Hat91]. Eine der größten Herausforderungen bei optomechanischen Simulationen ist der genaue und effiziente Datenaustausch zwischen den Simulationsprogrammen verschiedener physikalischer Domänen (vgl. Stand der Forschung in Kapitel 1.2). Eine weitere Herausforderung ist die Komplexität des Prozessablaufs, welcher durch den Einsatz unterschiedlicher Simulationsprogramme bedingt ist. Die spezifischen Anforderungen der unterschiedlichen Programme führen dazu, dass die Simulationsmethodik schlecht auf andere Anwendungsfälle übertragbar ist.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine optomechanische Simulationsmethodik für Head-Up-Displays entwickelt. Auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse wird nachfolgend die beste Vorgehensweise für die Implementierung der Simulationsmethodik generisch beschrieben. Der Fokus liegt auf der Kopplung der mechanischen und der optischen Simulation. Die dafür benötigten mechanischen und optischen Simulationsmodelle werden als gegeben vorausgesetzt.

Die Vorgehensweise ist in Abbildung 6.1 dargestellt und umfasst unterschiedliche Analysen und Funktionstests. Durch eine stufenweise Steigerung der Komplexität werden mögliche Fehlerquellen minimiert. In der ersten Komplexitätsstufe wird das optische Simulationsprogramm, die Datenaufbereitung und der Datenimport untersucht. Die mechanische Simulation ohne Lastaufbringung wird in der zweiten Stufe hinzugenommen. Die volle Komplexität wird durch die Mitberücksichtigung mechanischer Lasten erzielt.

Zuerst werden prinzipielle Möglichkeiten des optischen Simulationsprogramms untersucht. In Schritt 1a) werden die unterstützten Methoden verglichen, mit denen sich Oberflächenformen beschreiben lassen (Polynome, Zernike-Polynome, Punktwolken etc.). Am besten geeignet sind Methoden, die die aus der mechanischen Simulation kommende Punktwolke möglichst direkt abbilden können. Umwege über weitere Formate (bspw. CAD-Formate) bergen das Risiko zusätzlicher numerischer Effekte und sind daher nicht zu empfehlen. Weiterhin bietet es sich an, eine Auswahl an Methoden zu definieren und die Ergebnisse nachfolgend miteinander zu vergleichen.

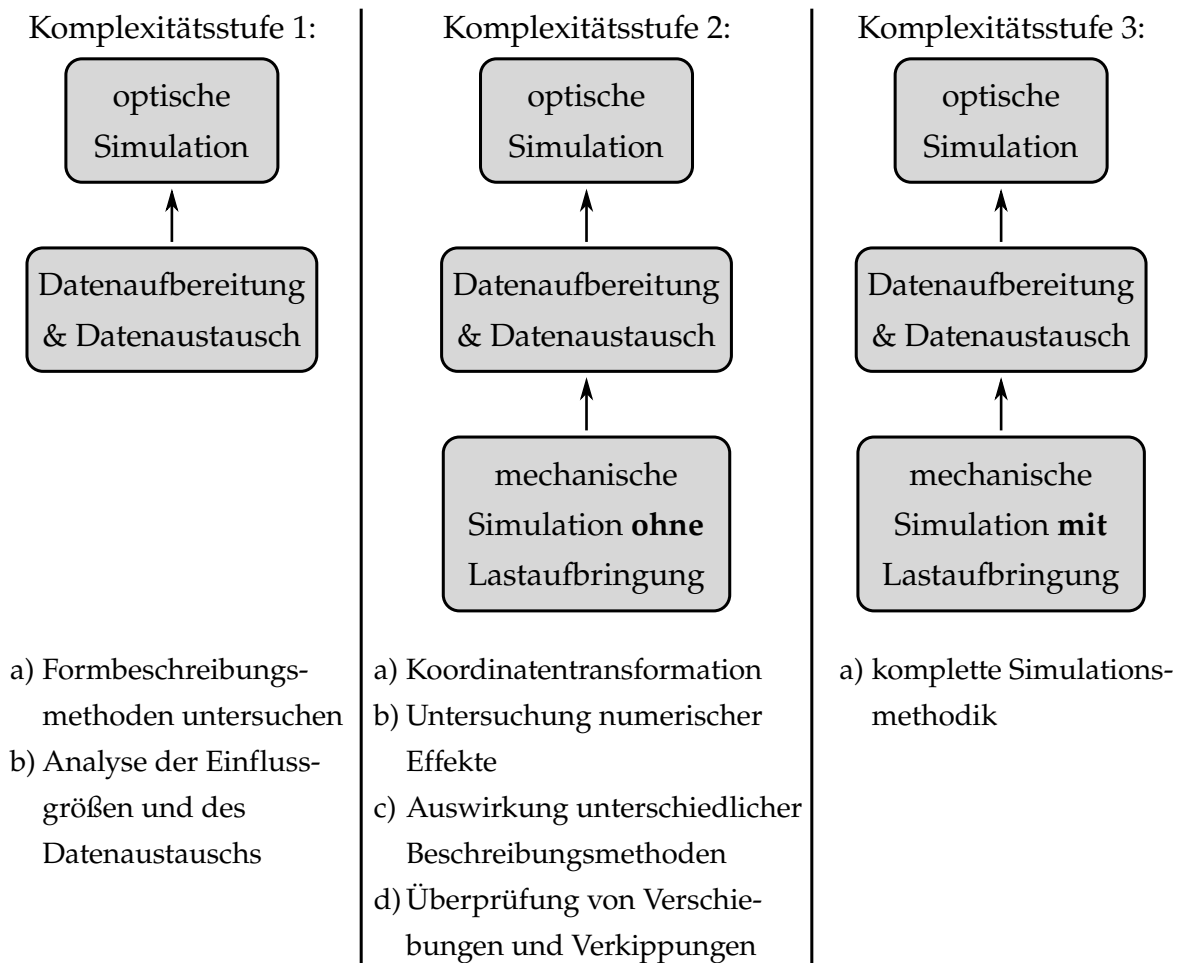


Abbildung 6.1: Vorgehensweise für die Implementierung der optomechanischen Simulationsmethodik

In Schritt 1b) werden unterschiedliche Beschreibungsmethoden und deren Einstellmöglichkeiten untersucht. Als Referenz wird die Methode des zugrunde liegenden optischen Modells verwendet. Diese Oberflächenform gilt es weiterhin durch alternative Beschreibungsmethoden möglichst exakt abzubilden. Die dafür notwendige Datenaufbereitung und der Export in das für das optische Simulationsprogramm erforderliche Format erfolgt mit einem mathematischen Programm (bspw. mit *MATLAB*). Durch den Import der aufbereiteten Daten in das optische Simulationsprogramm lassen sich die unterschiedlichen Beschreibungsmethoden hinsichtlich der relevanten optischen Qualitätsparameter vergleichen.

Darüber hinaus kann mit dieser Vorgehensweise der Einfluss spezifischer Einstellmöglichkeiten untersucht werden. Bei der Formbeschreibung durch ein Polynom kann beispielsweise der Einfluss des Polynomgrads analysiert werden. Durch die Datenaufbereitung und dem damit verbundenen Datenimport wird zudem sichergestellt, dass die Daten korrekt formatiert sind.

In der zweiten Komplexitätsstufe werden die Ergebnisse der mechanischen Simulation im unbelasteten Zustand hinzugenommen. Dies ermöglicht eine Vielzahl weiterer Funktionstests ohne die Notwendigkeit experimenteller Ergebnisse. Für den Datenaustausch zwischen den beiden Simulationsprogrammen ist es notwendig, die aus der mechanischen Simulation stammende Punktwolke in das optische Koordinatensystem zu transformieren. Die Koordinatentransformation wird unter Kenntnis des mechanischen und des optischen Koordinatensystems in die Datenaufbereitung integriert. In Schritt 2a) wird die korrekte Funktionsweise der Koordinatentransformation überprüft. Als einfacher Test kann die Referenzoberfläche und die importierte Oberfläche gleichzeitig im optischen Simulationsprogramm dargestellt und verglichen werden.

In Schritt 2b) wird die aus der mechanischen Simulation stammende Punktwolke mit der erwarteten Oberflächenform verglichen. Für analytische Beschreibungsmethoden lässt sich die Abweichung der Punktwolke zur erwarteten Oberflächenform exakt berechnen und visualisieren. Dies dient einerseits als weiterer Test für die Funktionalität der Koordinatentransformation. Andererseits zeigt diese Abweichung den Einfluss numerischer Ungenauigkeiten, welche damit weiter analysiert und optimiert werden können. Numerische Ungenauigkeiten der vorliegenden Arbeit sind in Abbildung 5.2 und 5.5 dargestellt.

In Schritt 2c) werden auf Basis der transformierten Punktwolke unterschiedliche Beschreibungsmethoden untersucht und hinsichtlich der relevanten optischen Qualitätsparameter bewertet. Die Vorgehensweise entspricht dem Vorgehen des Schrittes 1b). Anstelle der Referenzoberfläche wird die transformierte Punktwolke aus der mechanischen Simulation verwendet.

Durch die Analyse unterschiedlicher Einstellungen (bspw. Polynomgrade) gilt es für alle Methoden die optimalen Einstellungen zu identifizieren, bei denen die optischen Bewertungsparameter den Werten im mechanisch unbelasteten Fall möglichst genau entsprechen. Die Untersuchungen und die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit sind in Kapitel 5.1 beschrieben.

Vor der Hinzunahme der mechanischen Verformung wird in Schritt 2d) sichergestellt, dass alle Verschiebungen und Verkippungen des mechanischen Simulationsergebnisses korrekt in das optische Simulationsmodell übertragen werden. Diese Funktionalität lässt sich mit Koordinatentransformationen leicht überprüfen. Insbesondere vor dem Hintergrund der unterschiedlichen Koordinatensysteme und Abhängigkeiten im optischen Simulationsprogramm lassen sich dadurch Fehlerquellen effizient ausschließen.

Abschließend werden bei der dritten Komplexitätsstufe die mechanischen Lasten in der mechanischen Simulation mitberücksichtigt. Numerische Verifizierungsschritte können in dieser Stufe nicht mehr durchgeführt werden. Als mögliche Funktionstests können die Auswirkungen von symmetrischen und asymmetrischen statischen Lasten plausibilisiert werden (vgl. Kapitel 5.2).

7 Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurden die Auswirkungen von mechanischen Lasten auf die optische Performance von optomechanischen Systemen am Beispiel eines Head-Up-Displays untersucht. Mechanische Lasten, wie beispielsweise Temperaturänderungen oder Vibrationen, führen zu Deformationen der optischen Elemente innerhalb des Systems und haben unmittelbaren Einfluss auf den optischen Strahlengang. Unter anderem bewirken diese Deformationen optische Verzerrungen des dargestellten Bildes, welche durch definierte Verzerrungsparameter quantitativ beschrieben und im Rahmen dieser Arbeit als Bewertungskriterium verwendet werden.

Der Fokus dieser Arbeit lag auf der Entwicklung einer optomechanischen Simulationsmethodik und der experimentellen Verifizierung derer. Die Grundidee der Methodik besteht darin, in einer vorangehenden mechanischen Simulation die Bauteildeformation zu berechnen, die Ergebnisse für eine anschließende optische Simulation zu verwenden und damit die Auswirkung auf die Optik vorherzusagen.

In einem ersten Verifizierungsschritt wurden die numerischen Effekte und Ungenauigkeiten untersucht, die durch den Datenaustausch zwischen den unterschiedlichen Programmen (Konstruktion, mechanische Simulation und optische Simulation) bedingt sind. Dafür wurde der Einfluss der Simulationsmethodik ohne mechanische Lastaufbringung betrachtet und mit den optischen Verzerrungsparametern des nominalen optischen Designs verglichen. Ferner wurden grundlegend verschiedene Methoden der Spiegelbeschreibung in der optischen Simulationsumgebung verglichen. Als optimal im Rahmen der Simulationsmethodik hat sich die Beschreibung durch ein Polynom herausgestellt (Gesamteinfluss $<5\%$), welches das numerische Rauschen effektiv unterdrückt.

Die experimentelle Verifizierung der Simulationsmethodik erfolgte mit einem vergleichsweise einfachem Head-Up-Display, welches lediglich aus einem gekrümmten optischen Spiegel besteht, um die Auswirkung von Form- und Ausrichtungstoleranzen bei der Messung zu minimieren. Für die Durchführung des Experiments wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Vorrichtung entwickelt und hergestellt, die den Spiegel definiert aufnimmt, kompatibel zum bereits bestehenden Messaufbau ist und eine präzise Deformation durch eine Einbaumessschraube ermöglicht. Die experimentelle Verifizierung der optomechanischen Simulationsmethodik erfolgte durch den Vergleich der simulierten und gemessenen optischen Verzerrungsparameter unter statischer Last und zeigte eine gute Übereinstimmung (Abweichung im belasteten Fall $<10\%$).

Als weiteres Anwendungsbeispiel wurde die entwickelte Simulationsmethodik für die Untersuchung eines komplexeren Head-Up-Displays mit mehreren Spiegeln verwendet. Die experimentelle Verifizierung erfolgte dabei für das Deformationsverhalten einer repräsentativen Spiegelbaugruppe, um belastbare Aussagen für die optomechanischen Auswirkungen im realen Fahrbetrieb ableiten zu können. Im Rahmen der Arbeit wurde eine Spiegelbaugruppe des bereits bestehenden Head-Up-Displays konstruktiv angepasst, hergestellt und verklebt sowie eine Vorrichtung für die thermischen und dynamischen Experimente entwickelt und hergestellt.

Das Deformationsverhalten infolge einer Temperaturerhöhung um 65 K zeigt eine globale Deformation der Spiegeloberfläche, die eine vergleichsweise geringe Auswirkung auf die optischen Verzerrungsparameter hat (maximale Verzerrung: 1,27 n.u.). Dies liegt zum einen daran, dass der weiche Klebstoff zwischen dem Spiegelträger und dem Spiegel die unterschiedlichen Wärmeausdehnungen gut ausgleicht. Zum anderen führen thermische Ausdehnung im Vergleich zu dynamischen Verformungen oder fertigungsbedingten Formabweichungen zu weniger lokalen Steigungsänderungen, was sich hinsichtlich der optischen Verzerrungsparameter vorteilhaft herausstellt.

Da zu hohe dynamische Lasten durch den Fahrer in der Regel als störendes Bildzittern wahrgenommen werden, wurde das Kriterium der maximalen Punktverbreiterung abgeleitet. Es beschreibt die maximale Verschiebung eines Punktes im Bild während einer Schwingungsperiode. Die untersuchte Spiegelbaugruppe zeigt bei einer realistischen dynamischen Last eine maximale Punktverbreiterung von 8,5'. Im Vergleich zum typischen Auflösungsvermögen des Auges mit 1' lässt sich somit festhalten, dass die Punktverbreiterung durch den Fahrer wahrgenommen werden kann.

Weiterhin wurde der Einfluss der fertigungsbedingten Formabweichung der Spiegeloberfläche mit der Simulationsmethodik bewertet. Die gemessenen Formabweichungen führen ohne mechanische Belastung zu einer maximalen Verzerrung von 3,91 n.u. und in Kombination mit einer Temperaturerhöhung um 65 K zu einer maximalen Verzerrung von 4,35 n.u.. In Kombination mit der dynamischen Last erhöht sich die Punktverbreiterung auf 8,9'.

Die vorliegende Arbeit leistet zusammenfassend einen wesentlichen Beitrag, um die untersuchten optomechanischen Wirkzusammenhänge in frühen Entwicklungsphasen vorherzusagen und damit sowohl Entwicklungszeit und Kosten zu sparen als auch die Qualität zu erhöhen.

Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde für die Bewertung von dynamischen Lasten das Kriterium der Punktverbreiterung vorgestellt, da es erwartungsgemäß mit der störenden Wahrnehmung des Bildzitterns korreliert. Da dabei jedoch auch die Bewegung des Kopfes und Informationsverarbeitung des Gehirns eine entscheidende Rolle spielen,

bedarf es weiterer Untersuchungen, um das Risiko des Bildzitterns zu bewerten. Beispielsweise könnte mit einer Fahrstudie ermittelt werden, ab welchem Grenzwert die meisten Probanden das Bildzittern als störend wahrnehmen.

Die experimentell verifizierte optomechanische Simulationsmethodik wurde eingesetzt, um die optische Auswirkung einer mechanischen Last auf eine Spiegelbaugruppe vorherzusagen. Am Beispiel der Erwärmung mehrerer Spiegelbaugruppen des Mehrspiegelsystems wurde gezeigt, dass die Methodik auf mehrere optische Elemente erweitert werden kann, die sich unabhängig voneinander verformen. Ziel einer Folgearbeit könnte sein, das Deformationsverhalten des gesamten optomechanischen Systems inklusive des Gehäuses zu untersuchen und die optomechanische Simulationsmethodik auf Systemebene experimentell zu verifizieren. Durch die Berücksichtigung des Gehäuses werden die lastbedingten relativen Verschiebungen- und Verkippungen der optischen Elemente abgebildet, wodurch eine bessere Übereinstimmung mit den Verzerrungsparametern im realen Fahrzeug erwartet wird.

Mit der entwickelten Methodik ist zudem der Grundstein einer automatisierten Optimierung gelegt. Beispielsweise könnten die Geometrie des Spiegelträgers und das Klebemuster parametrisch variiert und hinsichtlich der optischen Verzerrungsparameter optimiert werden. Ein weiteres mögliches Ziel eines solchen Optimierungsaufsatzes könnte sein, mehrere Spiegelaufnahmen eines Mehrspiegelsystems so auszulegen, dass die Auswirkung der mechanischen Lasten auf die optischen Verzerrungsparameter minimiert wird.

Literaturverzeichnis

- [AG93] ABEN, H. ; GUILLEMET, C.: *Photoelasticity of Glass*. Berlin, Heidelberg : Springer, 1993
- [Bal15] BALOG, M.: *Aufbau eines verifizierten FE-Modells zur Bewertung von Verzerungszuständen an optischen Oberflächen*. Bachelorarbeit. Technische und wirtschaftswissenschaftliche Universität Budapest, Institut für Mechatronik, Optik und Maschinenbau Informatik, 2015
- [Bat96] BATHE, K.: *Finite Element Procedures*. Englewood Cliffs, New Jersey : Prentice Hall, 1996
- [BB98] BERGSTROM, J. S. ; BOYCE, M. C.: Constitutive modeling of the large strain time-dependent behavior of elastomers. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 46 (1998), Nr. 5, S. 931–954
- [BDF⁺14] BENGLER, K. ; DIETMAYER, K. ; FARBER, B. ; MAURER, M. ; STILLER, C. ; WINNER, H.: Three Decades of Driver Assistance Systems: Review and Future Perspectives. In: *IEEE Intelligent Transportation Systems Magazine* 6 (2014), Nr. 4, S. 6–22
- [BPLF12] BEYERER, J. ; PUENTE LEON, F. ; FRESE, C.: *Automatische Sichtprüfung: Grundlagen, Methoden und Praxis der Bildgewinnung und Bildauswertung*. Berlin : Springer Vieweg, 2012
- [BRS02] BAUER, M. ; RITTER, F. ; SIEGMUND, G.: High-precision laser vibrometers based on digital Doppler signal processing. In: *Fifth International Conference on Vibration Measurements by Laser Techniques: Advances and Applications* Bd. 4827. Ancona, Italy, 2002, S. 50–62
- [BS05] BILLE, J. F. ; SCHLEGEL, W.: *Medizinische Physik 3: Medizinische Laserphysik*. Berlin : Springer, 2005
- [Chu15] CHU, W.: *Entwicklung und Konstruktion einer Vorrichtung für die experimentelle Untersuchung eines optischen Elements in einem Head-up-Display*. Masterarbeit. Universität Stuttgart, Institut für Maschinenelemente, 2015
- [CMC15] CHRISTMAS, J. ; MASIYANO, D. ; COLLINGS, N.: Holographic Automotive Head Up Displays. In: *Conference: Electronic Displays*. Nürnberg, 2015

- [Dan14] DANTEC DYNAMICS: *User Manual: Q-300*. Ulm : Dantec Dynamics GmbH, 2014
- [Das14] DASSAULT SYSTÈMES: *Abaqus Theory Guide - Version 6.14*. Vélizy-Villacoublay, France, 2014
- [DGM12] DOYLE, K. B. ; GENBERG, V. L. ; MICHELS, G. J.: *Integrated optomechanical analysis*. Second edition. Bellingham, Washington : SPIE Press, 2012
- [DGMB05] DOYLE, K. B. ; GENBERG, V. L. ; MICHELS, G. J. ; BISSON, G. R.: Optical modeling of finite element surface displacements using commercial software. In: *Optical Modeling and Performance Predictions II* Bd. 5867. San Diego, 2005 (SPIE Proceedings), S. 149–160
- [DSHF00] DOLL, S. ; SCHWEIZERHOF, K. ; HAUPTMANN, R. ; FREISCHLÄGER, C.: On volumetric locking of low–order solid and solid–shell elements for finite elastoviscoplastic deformations and selective reduced integration. In: *Engineering Computations* 17 (2000), Nr. 7, S. 874–902
- [EE07] ERKELENS, C. J. ; EE, R. van: Monocular symmetry in binocular vision. In: *Journal of Vision* 7 (2007), Nr. 4, S. 5–14
- [GBG63] GORN, S. ; BEMER, R. W. ; GREEN, J.: American standard code for information interchange. In: *Communications of the ACM* 6 (1963), Nr. 8, S. 422–426
- [Ger16] GERHARD, C.: *Tutorium Optik*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2016
- [GF03] GIESEN, P. ; FOLGERING, E.: Design guidelines for thermal stability in optomechanical instruments. In: *Optomechanics 2003* Bd. 5176. San Diego, 2003 (SPIE Proceedings), S. 126–134
- [GFK14] GABBARD, J. L. ; FITCH, G. M. ; KIM, H.: Behind the Glass: Driver Challenges and Opportunities for AR Automotive Applications. In: *Proceedings of the IEEE* 102 (2014), Nr. 2, S. 124–136
- [GMD02] GENBERG, V. L. ; MICHELS, G. J. ; DOYLE, K. B.: Making FEA results useful in optical analysis. In: *Optical Design and Analysis Software II* Bd. 4769. Seattle, 2002 (SPIE Proceedings), S. 24–33
- [GOM13] GOM: *Benutzerhandbuch: ATOS Core*. Braunschweig : GOM GmbH, 2013
- [Hat91] HATHEWAY, A. E.: Overview of the finite element method in optical systems. In: *Analysis of Optical Structures* Bd. 1532. San Diego, 1991 (SPIE Proceedings), S. 2–14

- [HM06] HERING, E. (Hrsg.) ; MARTIN, R. (Hrsg.): *Photonik: Grundlagen, Technologie und Anwendung*. 1. Aufl. Berlin : Springer, 2006
- [Hos91] HOSCHEK, J.: *Freeform Tools in CAD Systems: A Comparison*. Stuttgart : Vieweg+Teubner, 1991
- [Ish76] ISHIKAWA, K.: *Guide to Quality Control*. 2nd revised English edition. Tokyo : Asian Productivity Organization, 1976
- [ISO99] ISO 11359-2: *Plastics—thermomechanical analysis (TMA)—part 2: determination of coefficient of linear thermal expansion and glass transition temperature*. International Standardization Organization, Berlin : Beuth, 1999
- [ISO13] ISO 8855:2013-11: *Straßenfahrzeuge - Fahrzeugdynamik und Fahrverhalten - Begriffe*. International Standardization Organization, Berlin : Beuth, 2013
- [Isr15] ISRA VISION: *Produktdatenblatt: SpecGAGE3D - Optical 3D Sensor for Measurement of Specular Surfaces*. Darmstadt : Isra Vision AG - 3D-Shape GmbH, 2015
- [JSP05] JOHANSMANN, M. ; SIEGMUND, G. ; PINEDA, M.: Targeting the limits of laser Doppler vibrometry. In: *Proceedings of the IDEMA*. Tokyo, Japan, 2005, S. 1–12
- [Kas11] KASUNIC, K. J.: *Optical systems engineering*. New York : McGraw-Hill, 2011
- [Kas15] KASUNIC, K. J.: *Optomechanical systems engineering*. New Jersey : Wiley, 2015 (Wiley series in pure and applied optics)
- [KJ78] KINGSLAKE, R. ; JOHNSON, R. B.: *Lens Design Fundamentals*. New York : Academic Press, 1978
- [KLL⁺12] KIM, B. ; LEE, S. B. ; LEE, J. ; CHO, S. ; PARK, H. ; YEOM, S. ; PARK, S. H.: A comparison among Neo-Hookean model, Mooney-Rivlin model, and Ogden model for chloroprene rubber. In: *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* 13 (2012), Nr. 5, S. 759–764
- [Lea11] LEACH, Richard (Hrsg.): *Optical Measurement of Surface Topography*. Berlin : Springer, 2011
- [Lit05] LITFIN, G. (Hrsg.): *Technische Optik in der Praxis*. 3. Auflage. Berlin : Springer, 2005
- [Men08] MENARD, K. P.: *Dynamic mechanical analysis: A practical introduction*. 2nd ed. Boca Raton, Florida : CRC Press, 2008

- [MG97] MÜLLER, G. ; GROTH, C.: *FEM für Praktiker – Bd. 1: Grundlagen*. Renningen : Expert Verlag, 1997
- [MG08] MÜLLER, G. ; GROTH, C.: *FEM für Praktiker – Bd. 2: Strukturdynamik*. Renningen : Expert Verlag, 2008
- [MHG81] MILLER, J. ; HATCH, M. ; GREEN, K.: Predicting Performance Of Optical Systems Undergoing Thermal/Mechanical Loadings Using Integrated Thermal/Structural/Optical Numerical Methods. In: *Optical Engineering* 20 (1981), Nr. 2, S. 166–174
- [Nas10] NASDALA, L.: *FEM-Formelsammlung Statik und Dynamik: Hintergrundinformationen, Tipps und Tricks*. 1. Aufl. Wiesbaden : Vieweg + Teubner, 2010
- [Pol07] POLYTEC: *Hardware Manual: Scanning Vibrometer PSV-300*. Waldbronn : Polytec GmbH, 2007
- [Pol12] POLYTEC: *Theory Manual: VibSoft Theory*. Waldbronn : Polytec GmbH, 2012
- [PP19] PARK, J. ; PARK, W.: Functional requirements of automotive head-up displays: A systematic review of literature from 1994 to present. In: *Applied Ergonomics* 76 (2019), S. 130–146
- [PS16] PISCHINGER, S. ; SEIFFERT, U.: *Vieweg Handbuch Kraftfahrzeugtechnik*. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2016
- [Reh17] REHMAN, M. D.: *Mechanical Simulation and Optimization of Head-up-Displays*. Masterarbeit. Universität Stuttgart, Institut für Baustatik und Baudynamik, 2017
- [Rei10] REIF, K.: *Fahrstabilisierungssysteme und Fahrerassistenzsysteme*. Wiesbaden : Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, 2010 (Bosch Fachinformation Automobil)
- [Rob] ROBERT BOSCH GMBH: *Combiner Head-Up-Display*. http://produkte.bosch-mobility-solutions.de/de/de/_technik/component/CO_PC_DIS_HUD_CO_PC_Instrumentation-Systems_6663.html?compId=20417. – Offizielle Webseite abgerufen am 06.07.2017
- [RRR00] ROSATO, D. V. ; ROSATO, D. V. ; ROSATO, M. G.: *Injection molding handbook*. Third edition. New York : Springer Science + Business Media, LLC, 2000
- [SB13a] SIEDLAREK, H. ; BICKMANN, T.: Klima- und Vibrationstests an Scheinwerfern. In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift* 115 (2013), Nr. 2, S. 112–117

- [SB13b] STOECKEL, G. P. ; B., Doyle K.: Integrated optomechanical analysis and testing software development at MIT Lincoln Laboratory. In: *Optical Modeling and Performance Predictions VI* Bd. 8840. San Diego, 2013 (SPIE Proceedings), S. 94–104
- [SFWJ14] SCHNARS, U. ; FALLDORF, C. ; WATSON, J. ; JÜPTNER, W.: *Digital holography and wavefront sensing*. New York : Springer, 2014
- [She15] SHEN, N.: *Entwicklung und Automatisierung einer Toolkette für die Auswertung der optischen Qualität in einem Head-Up-Display*. Masterarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, Institut für Automation und angewandte Informatik, 2015
- [SK09] SCHWARZ, H. R. ; KÖCKLER, N.: *Numerische Mathematik*. 7., überarbeitete Auflage. Wiesbaden : Vieweg+Teubner, 2009
- [SKT82] SHELDON, S. J. ; KNIGHT, L. V. ; THORNE, J. M.: Laser-induced thermal lens effect: a new theoretical model. In: *Applied Optics* 21 (1982), Nr. 9, S. 1663–1669
- [Vad12] VADHAN, S. P.: Pseudorandomness. In: *Foundations and Trends in Theoretical Computer Science* 7 (2012), Nr. 1–3, S. 1–336
- [WHLS15] WINNER, H. ; HAKULI, S. ; LOTZ, F. ; SINGER, C.: *Handbuch Fahrerassistenzsysteme: Grundlagen, Komponenten und Systeme für aktive Sicherheit und Komfort*. 3., überarbeitete Auflage. Wiesbaden : Springer Vieweg, 2015 (ATZ/MTZ-Fachbuch)
- [WK97] WALLACE, N. W. ; KAHAN, M. A.: First-order thermo-optical and optomechanical wavefront error analysis. In: *Lens Design, Illumination, and Optomechanical Modeling* Bd. 3130. San Diego : SPIE, 1997, S. 109–120
- [WP94] WARD, N. J. ; PARKES, A.: Head-up displays and their automotive application: An overview of human factors issues affecting safety. In: *Accident Analysis & Prevention* 26 (1994), Nr. 6, S. 703–717
- [Yod08] YODER, P. R.: *Mounting optics in optical instruments*. 2nd ed. Bellingham, Washington : SPIE, 2008
- [Zem17] ZEMAX: *User's Manual: OpticStudio - Version 6.15*. Kirkland, Washington : Zemax, LLC., 2017
- [ZR07] ZHANG, J. ; RICHARDS, C. M.: Parameter identification of analytical and experimental rubber isolators represented by Maxwell models. In: *Mechanical Systems and Signal Processing* 21 (2007), S. 2814–2832

Anhang

A Normierte Optische Verzerrungsparameter

Zu Abbildung 5.3

Polynomgrad	Rotation / n.u.	X_V -Verzerrung / n.u.	Y_V -Verzerrung / n.u.
$g - 2$	0,92	1,33	0,43
$g - 1$	0,99	0,99	0,93
g	1,01	0,99	1,00
$g + 1$	1,01	0,99	1,07
$g + 2$	1,02	0,99	1,07
$g + 4$	1,04	0,98	1,00
$g + 6$	1,05	0,98	1,07

Zu Abbildung 5.4

Polynomgrad	Rotation / n.u.	X_V -Verzerrung / n.u.	Y_V -Verzerrung / n.u.
32 mm	27,6	48,8	142
16 mm	3,60	4,83	0,64
8 mm	1,35	1,93	1,71
4 mm	1,05	0,96	1,14
2 mm	1,10	0,93	1,43
1 mm	0,90	0,98	1,79
0,5 mm	1,17	1,45	1,64

Zu Abbildung 5.6

Polynomgrad	Rotation / n.u.	X_V -Verzerrung / n.u.	Y_V -Verzerrung / n.u.
$g - 2$	1,71	4,43	3,54
$g - 1$	1,21	1,54	1,06
g	1,02	1,00	0,97
$g + 1$	1,06	0,99	1,00
$g + 2$	1,03	0,99	1,00
$g + 4$	1,00	1,00	1,00
$g + 6$	0,97	0,99	0,97

Zu Abbildung 5.7

Rasterdichte	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
8 mm	3,53	28,1	110
4 mm	1,06	1,01	1,20
2 mm	1,18	1,08	1,29
1 mm	1,56	1,62	1,66
0,5 mm	2,03	1,95	3,40

Zu Abbildung 5.9b

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Simulation	1,01	0,99	1,00
Toleranzbehaftete Simulation	1,06	1,02	1,21
Experiment Median	1,27	1,08	1,64
Experiment Min	1,10	0,89	1,36
Experiment Max	1,40	1,28	1,93

Zu Abbildung 5.10b

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Simulation	2,23	4,19	3,21
Experiment Median	2,45	4,35	3,50
Experiment Min	2,19	4,12	3,21
Experiment Max	2,51	4,52	3,57

Zu Abbildung 5.11b

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Simulation	4,81	6,46	5,57
Experiment Median	4,47	6,45	5,57
Experiment Min	4,35	6,18	5,21
Experiment Max	4,73	6,61	5,71

Zu Abbildung 5.16

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
4P-Baugruppe	1,27	0,85	1,14
5P-Baugruppe	1,21	1,01	1,19

Zu Abbildung 5.18

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Nominal	1,02	1,00	0,97
PV = 1,19 a.u. _S	3,03	3,08	3,51
PV = 1,46 a.u. _S	2,41	3,29	2,74
PV = 1,72 a.u. _S	3,91	3,57	3,77

Zu Abbildung 5.19

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Nominal	1,26	0,85	1,14
PV = 1,19 a.u. _S	2,97	2,81	3,06
PV = 1,46 a.u. _S	2,09	2,84	2,37
PV = 1,72 a.u. _S	4,35	3,53	3,49

Zu Abbildung 5.20

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Spiegelb. 1 @ +65 K	1,26	0,85	1,14
Spiegelb. 2 @ +65 K	1,06	1,05	1,00
Spiegelb. 3 @ +65 K	1,06	1,03	0,94
Spiegelb. 1+2+3 @ +65 K	1,38	0,99	1,03

Zu Abbildung 5.26a

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Maximallage 1	1,15	1,33	1,09
Maximallage 2	1,41	1,08	0,89

Zu Abbildung 5.26b

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Maximallage 1	3,71	3,03	1,63
Maximallage 2	4,21	3,80	1,03

Zu Abbildung 5.28

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Toleranzbehaftete Mittellage	3,03	3,08	3,51
Toleranzbehaftete Maximallage 1	6,62	5,48	4,34
Toleranzbehaftete Maximallage 2	3,79	3,14	2,77

Zu Abbildung C.1

	Rotation / n.u.	X _V -Verzerrung / n.u.	Y _V -Verzerrung / n.u.
Toleranzbehaftete Mittellage	3,03	3,08	3,51
Toleranzbehaftete Maximallage 1	2,65	2,90	3,54
Toleranzbehaftete Maximallage 2	3,41	3,25	3,49

B Gemessene Formabweichungen

Träger

Zu Abschnitt 5.3.4

Tabelle B.1: Gemessene PV-Werte der Träger-Klebefläche

Gemessene PV-Werte / mm	Nachsimulierte Werte / mm
1,210	1,210
1,247	
1,256	
1,273	
1,282	
1,295	
1,302	
1,305	
1,306	
1,312	1,312
1,315	
1,335	
1,340	
1,352	
1,354	
1,355	
1,357	
1,366	
1,374	
1,444	1,444

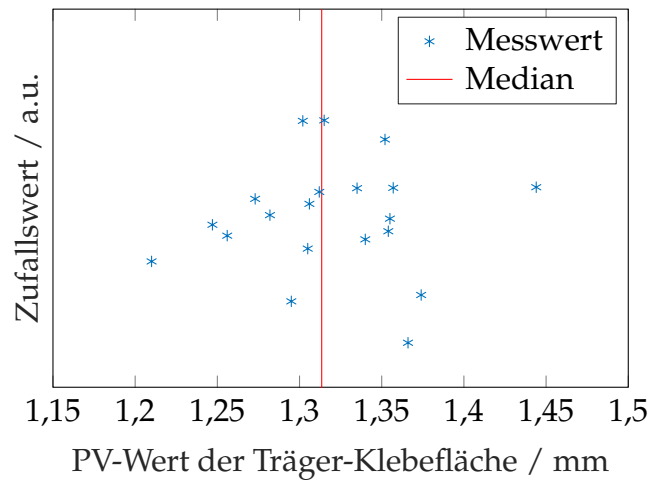


Abbildung B.1: Statistische Verteilung der gemessenen PV-Werte der Träger-Klebefläche

Spiegel

Zu Abschnitt 5.3.5

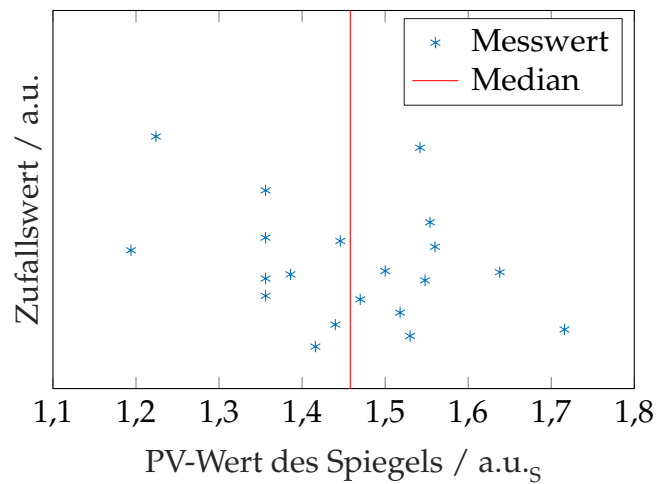


Abbildung B.2: Statistische Verteilung der gemessenen PV-Werte der Spiegeloberfläche

C Dynamische Ergebnisse

Mechanische Ergebnisse

Zu Abschnitt 5.4.1 und 5.4.2

Tabelle C.1: Übersicht der dynamischen Messergebnisse

Baugruppe	Resonanzfrequenz		Schwingungsamplitude	
	Mode 1 / Hz	Mode 2 / Hz	Mode 1 / μm	Mode 2 / μm
4P-1	125,1	151,5	33	69
4P-2	127,5	154,1	35	91
4P-3	126,5	153,4	29	89
4P-4	126,1	157,5	40	64
4P-5	127,0	155,1	35	72
4P-6	122,5	152,0	37	64
4P-7	125,9	153,1	18	61
5P-1	125,5	150,6	21	51
5P-2	125,6	156,5	20	81
5P-3	123,5	147,0	29	45
5P-4	128,4	155,0	35	92
5P-5	125,6	153,0	29	79
5P-6	127,5	153,5	36	94
5P-7	127,5	155,0	39	88
Median 4P-BG	126,1	153,4	35	69
Min 4P-BG	122,5	151,5	18	61
Max 4P-BG	127,5	157,5	40	91
Median 5P-BG	125,6	153,5	29	81
Min 5P-BG	123,5	147,0	20	45
Max 5P-BG	128,4	156,5	39	94

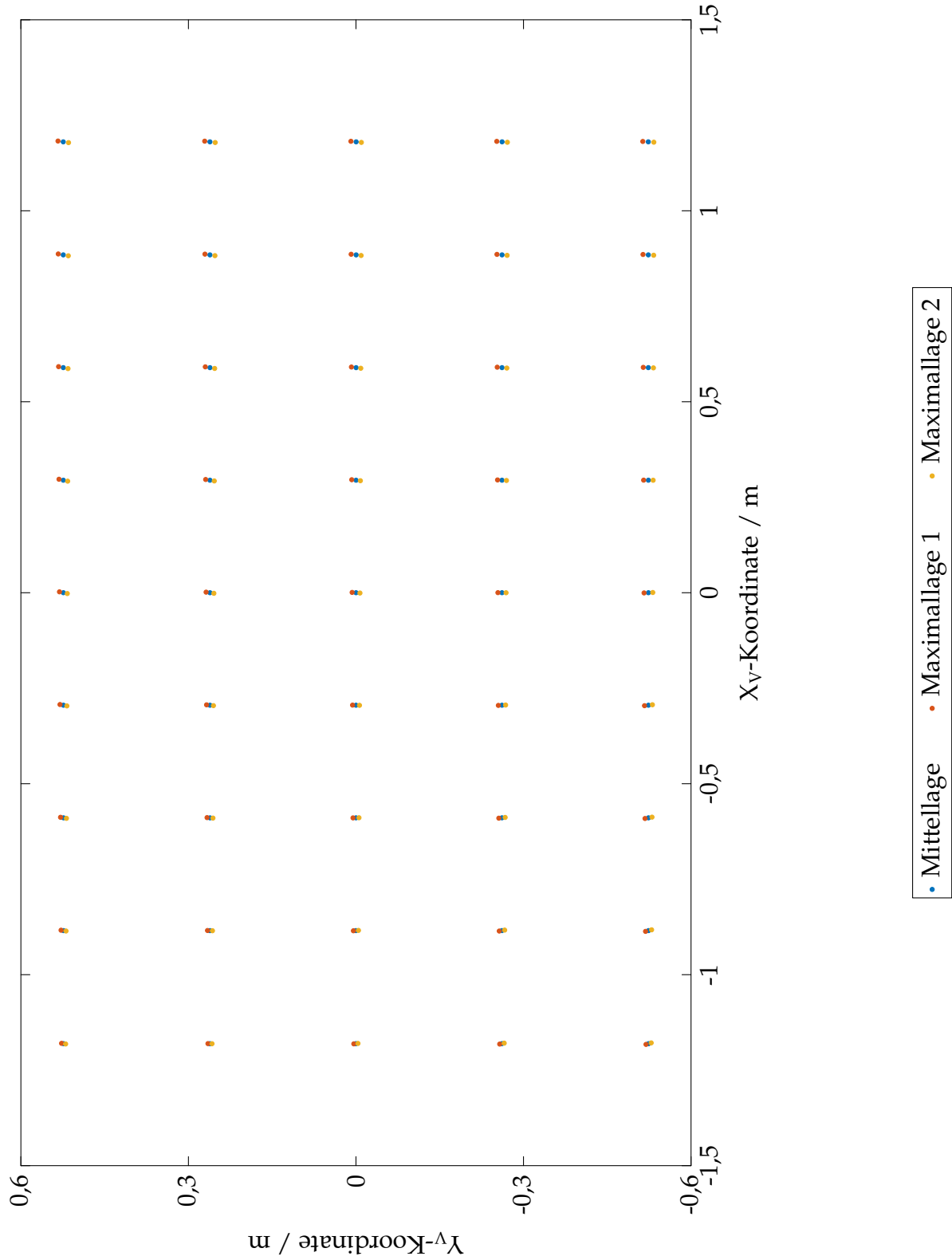
Tabelle C.2: Gegenüberstellung der gemessenen und der simulierten Maximalamplituden bei Rauschanregung im Experiment und konstanter Anregung in der Simulation

Mode	Gemessene Maximalamplitude / μm	Simulierte Maximalamplitude / μm
1	17	69
2	35	72

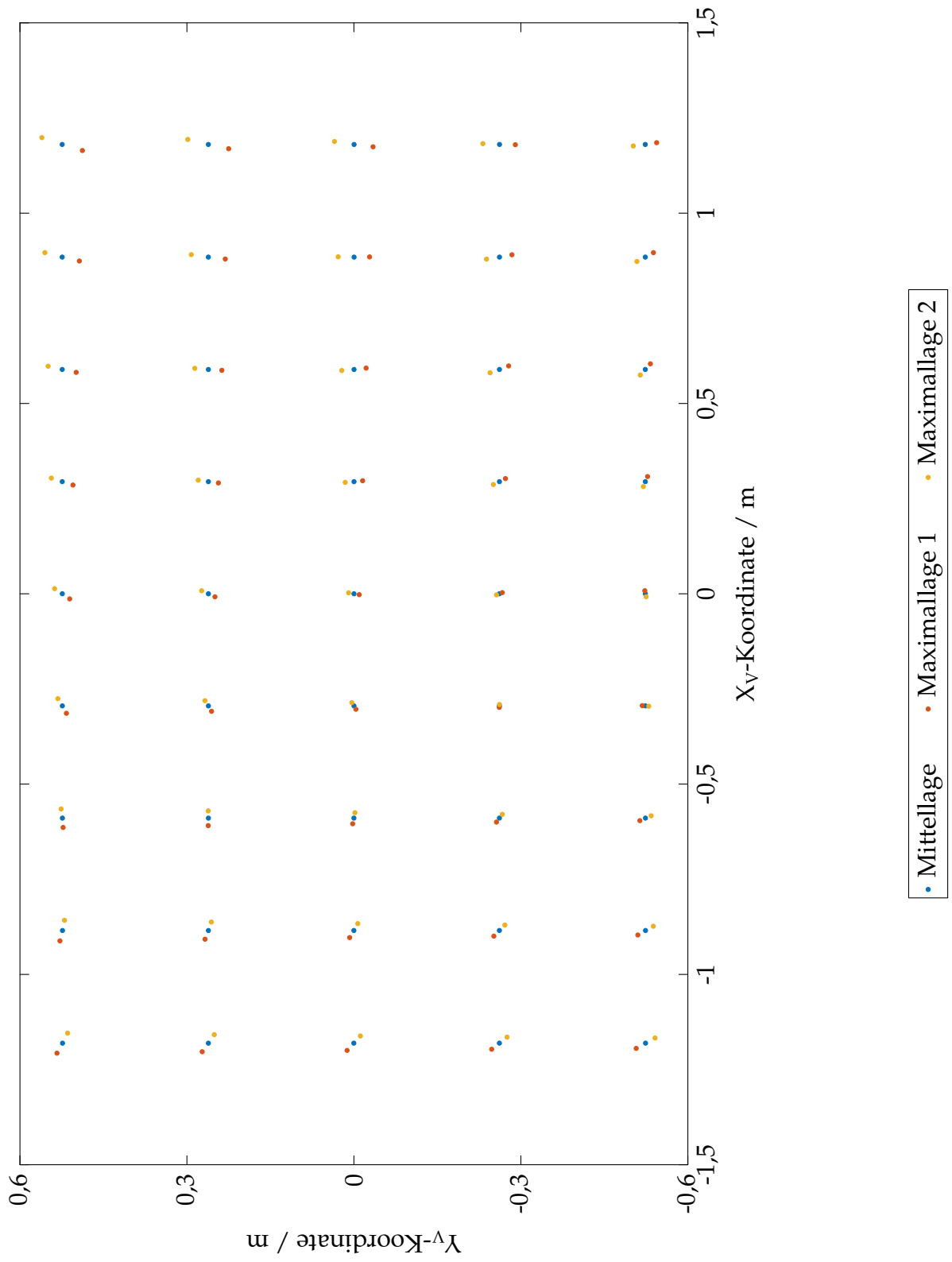


Optomechanische Ergebnisse bei Nominalgeometrie

Zu Abbildung 5.27a



Zu Abbildung 5.27b



Optomechanische Ergebnisse bei Berücksichtigung der Spiegelformabweichung

Verzerrungsparameter bei Mode 1 (zu Abschnitt 5.4.6)

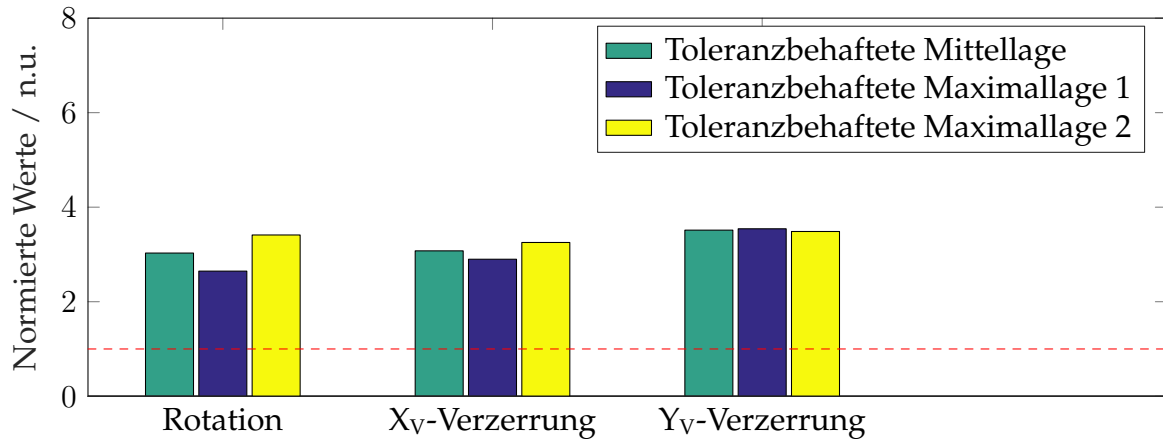
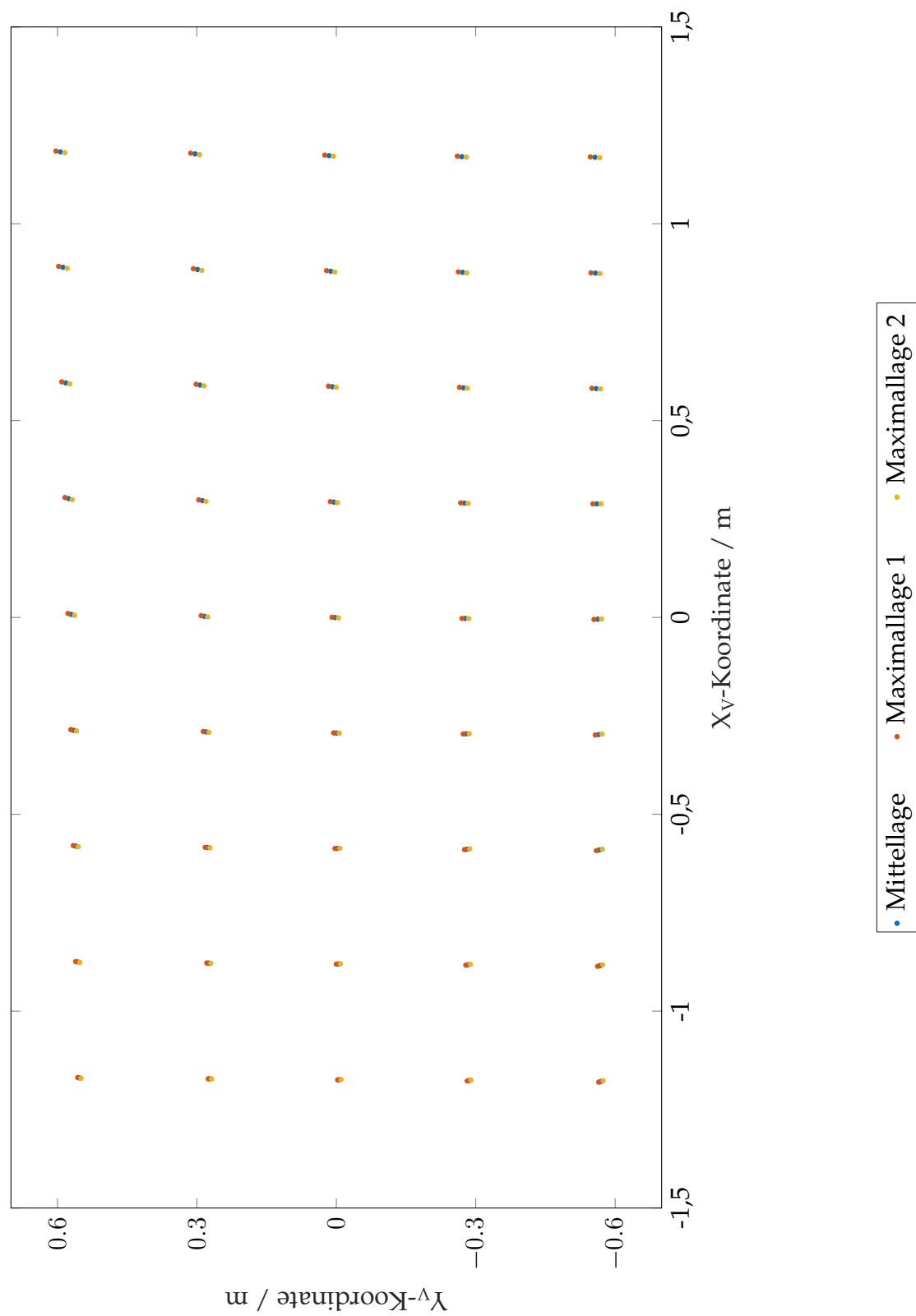


Abbildung C.1: Optische Verzerrungsparameter bei unterschiedlichen Lagen der ersten Schwingungsmode (Spiegelform: PV = 1,19 a.u._S)

Punktverbreiterung durch die erste Schwingungsmode (zu Abschnitt 5.4.6)



Punktverbreiterung durch die zweite Schwingungsmode (zu Abbildung 5.29)

