

# **Lithografisch hergestellte, polymerbasierte elektrostatische Aktuatoren ohne Pull-In-Effekt**

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

Friedrich-Schiller-Universität Jena



---

seit 1558

vorgelegt dem Rat der  
Physikalisch-Astronomischen Fakultät  
der Friedrich-Schiller-Universität Jena

von Herrn

**Dipl.-Ing. (FH) Nicolas Lange**

geboren am 18.12.1982 in Kassel / Deutschland

## **Gutachter**

1. Prof. Dr. rer. nat. habil. Andreas Tünnermann, Friedrich-Schiller-Universität Jena
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Martin Hoffmann, Technische Universität Ilmenau
3. Prof. Dr. rer. nat. Stephanus Büttgenbach, Technische Universität Braunschweig

**Tag der Disputation:** 2.7.2015

## ***Zusammenfassung***

Eine potenziell vielversprechende Nutzung siliziumbasierter Aktuatoren in abbildenden Optiksyste­men wird durch die fehlende Transparenz von Silizium im sichtbaren Spektrum be­schränkt. Optische Funktionselemente, wie z. B. Mikrolinsen, müssen aus Fremdmaterialien gefertigt und in zusätzlichen Arbeitsschritten durch eine aufwendige Justage und Montage in die jeweiligen Micro-Opto-Electro-Mechanical-Systems (MOEMS) integriert werden.

Auf Basis von Polymeren können sowohl Mikrolinsen als auch komplexe Freiformen auf Waferlevel abgeformt werden. Zusätzlich ermöglicht der im Vergleich zu Silizium um Größenordnungen geringere Elastizitätsmodul von Polymeren elektrostatische Aktuatoren mit deutlich geringeren Steuerspannungen zu betreiben. Die Variante des Wanderkeilaktuators kombiniert weiterhin die Realisierung großer Stellwege und großer Kräfte. Um diese Vorteile umfassend zu nutzen, ist das Ziel der vorliegenden Arbeit die Qualifizierung des UV-härtbaren Polymers ORMOCOMP® als Basismaterial zum Aufbau eines Verbunds elektrostatischer Wanderkeilaktuatoren mit zentraler Funktionsplattform. Auf dieser Funktionsplattform ist die montagefreie Abformung einer Mikrolinse vorgesehen. Die ausgearbeiteten Leistungsparameter orientieren sich an ähnlichen Aktuatoren zur Realisierung eines Autofokus­systems und umfassen einen Stellweg von  $\geq 100 \mu\text{m}$  senkrecht zur Substratoberfläche, eine Steuerspannung von  $\leq 100 \text{ V}$  und Resonanzfrequenzen von  $\geq 1 \text{ kHz}$  bei einer lateralen Ausdehnung von  $\leq 6,5 \text{ mm} \times 6,5 \text{ mm}$ . Der für elektrostatische Aktuatoren typische Pull-In-Effekt wird durch eine Segmentierung und Formanpassung der Elektroden vollständig vermieden.

In dieser Arbeit wird die theoretische Auslegung auf Basis eines analytischen und eines numerischen Modells erläutert. Der theoretisch ausgelegte Verbund von Aktuatoren wird mit einem neu entwickelten Herstellungsprozess realisiert. Anhand hergestellter Demonstratoren und Strukturen werden Messungen zur Bestimmung von Materialwerten und zur Überprüfung des Herstellungsverfahrens durchgeführt. Untersucht wird ebenfalls die für Polymere typische Änderung des Materialzustands über längere Zeiträume. Die Aktuatoren werden mit statischen und dynamischen Messungen experimentell charakterisiert und die ermittelten Leistungsparameter mit der Theorie und den Spezifikationen verglichen. Erreicht wird eine stabile Stellbewegung von  $121 \mu\text{m}$  bei einer Steuerspannung von  $80 \text{ V}$  mit einer Resonanzfrequenz von  $1,8 \text{ kHz}$ . Das Konzept der Elektrodenteilung und Elektrodenverjüngung wird durch das vollständig Pull-In-freie Stellverhalten bestätigt. Anhand eines Demonstrators mit abgeformter Mikrolinse aus ORMOCOMP® wird durch das Scharfstellen einer Testabbildung die potenzielle Anwendbarkeit in miniaturisierten, abbildenden Optiksyste­men bestätigt.

# *Inhaltsverzeichnis*

<b>1</b>	<b><i>Einleitung</i></b> .....	<b>1</b>
<b>2</b>	<b><i>Grundlagen</i></b> .....	<b>6</b>
<b>2.1</b>	<b>Aktuatoren der Mikrosystemtechnik</b> .....	<b>6</b>
2.1.1	Physikalische Wirkprinzipien in der Mikrosystemtechnik .....	6
2.1.1.1	Elektromagnetik .....	7
2.1.1.2	Piezoelektrik .....	7
2.1.1.3	Elektrothermik .....	7
2.1.1.4	Elektrostatik .....	8
2.1.1.5	Auswahl des physikalischen Wirkprinzips .....	8
2.1.2	Theoretische Grundlagen des elektrostatischen Wirkprinzips .....	9
2.1.3	Varianten elektrostatischer Aktuatoren .....	10
2.1.3.1	Parallelplattenaktuator .....	11
2.1.3.2	Kammaktuator .....	12
2.1.3.3	Wanderkeilaktuator .....	12
2.1.3.4	Vergleich von Auslenkung und Kraft elektrostatischer Aktuatoren .....	14
2.1.4	Pull-In-Effekt .....	16
2.1.5	Strategien zur Vermeidung des elektrostatischen Pull-In-Effekts .....	17
2.1.6	Voraussetzungen zur Erstellung des numerischen Modells .....	19
<b>2.2</b>	<b>Grundlagen der lithografiebasierten Technologie</b> .....	<b>20</b>
2.2.1	Materialien und Prozessierung der MEMS und MOEMS .....	21
2.2.1.1	ORMOCER® .....	23
2.2.1.2	ORMOCOMP® .....	23
<b>2.3</b>	<b>Silizium- und polymerbasierte Aktuatorik</b> .....	<b>24</b>
<b>3</b>	<b><i>Theoretische Auslegung</i></b> .....	<b>28</b>
<b>3.1</b>	<b>Konzept des Aktuators</b> .....	<b>28</b>
<b>3.2</b>	<b>Analytisches Modell</b> .....	<b>30</b>
<b>3.3</b>	<b>Numerisches Modell</b> .....	<b>33</b>
<b>3.4</b>	<b>Validierung des numerischen Modells</b> .....	<b>34</b>
<b>3.5</b>	<b>Gestaltungsrichtlinien eines Wanderkeilaktuators</b> .....	<b>36</b>
<b>3.6</b>	<b>Aktuatorentwurf mit Schwerpunkt Elektrostatik</b> .....	<b>39</b>
3.6.1	Vermeidung des Pull-In-Effekts.....	40

3.6.2	Segmentierung der ortsfesten Elektrode .....	41
3.6.3	Elektrodendesign zur ausgleichenden Kraftbilanzierung.....	44
<b>3.7</b>	<b>Aktuatorentwurf mit Schwerpunkt Mechanik .....</b>	<b>48</b>
<b>3.8</b>	<b>Aktuatorverbund.....</b>	<b>50</b>
<b>3.9</b>	<b>Optimierung des Aktuatorverbunds.....</b>	<b>52</b>
<b>3.10</b>	<b>Zusammenfassung der theoretischen Auslegung.....</b>	<b>59</b>
<b>4</b>	<b><i>Technologieentwicklung und Fertigungsprozess.....</i></b>	<b>60</b>
<b>4.1</b>	<b>Verwendete Materialien.....</b>	<b>60</b>
<b>4.2</b>	<b>Fertigungsprozess .....</b>	<b>61</b>
<b>4.3</b>	<b>Messung des Elastizitätsmoduls von ORMOCOMP® .....</b>	<b>63</b>
4.3.1	Messverfahren .....	64
4.3.2	Berechnungsverfahren und Messergebnisse .....	64
<b>4.4</b>	<b>Mechanische Charakterisierung .....</b>	<b>66</b>
4.4.1	Laterale Dimensionen und Schichtdicken.....	66
4.4.2	Kraft- und Auslenkungsmessung .....	68
4.4.3	Langzeituntersuchungen zu den Vorauslenkungen des Aktuatorverbunds .....	69
<b>4.5</b>	<b>Zusammenfassung der Technologie- und Prozessentwicklung .....</b>	<b>72</b>
<b>5</b>	<b><i>Charakterisierung der Demonstratoren .....</i></b>	<b>73</b>
<b>5.1</b>	<b>Messaufbau und -ablauf der statischen Charakterisierung .....</b>	<b>73</b>
<b>5.2</b>	<b>Ergebnisse der statischen Charakterisierung im Arbeitszustand .....</b>	<b>74</b>
<b>5.3</b>	<b>Charakterisierung von Aktuatoren mit höheren Vorauslenkungen.....</b>	<b>77</b>
<b>5.4</b>	<b>Messaufbau und -ablauf der dynamischen Charakterisierung.....</b>	<b>79</b>
<b>5.5</b>	<b>Ergebnisse der dynamischen Charakterisierung im Arbeitszustand .....</b>	<b>80</b>
<b>5.6</b>	<b>Hysterese .....</b>	<b>82</b>
<b>6</b>	<b><i>Auswertung und Diskussion der experimentellen Ergebnisse .....</i></b>	<b>84</b>
<b>6.1</b>	<b>Gegenüberstellung von Theorie und Experiment.....</b>	<b>86</b>
<b>6.2</b>	<b>Zusammenfassung der Auswertung.....</b>	<b>87</b>
<b>7</b>	<b><i>Applikationsbeispiel Autofokusantrieb.....</i></b>	<b>89</b>
<b>8</b>	<b><i>Ausblick .....</i></b>	<b>90</b>
<b>9</b>	<b><i>Zusammenfassung.....</i></b>	<b>93</b>
	<b><i>Literaturverzeichnis.....</i></b>	<b><i>I</i></b>

<b><i>Abkürzungsverzeichnis</i></b> .....	<b><i>XX</i></b>
<b><i>Danksagung</i></b> .....	<b><i>XXIV</i></b>
<b><i>Veröffentlichungsliste</i></b> .....	<b><i>XXV</i></b>
Referierte Veröffentlichungen .....	XXV
Patente .....	XXV
Veröffentlichungen .....	XXV
Vorträge.....	XXVI
Veröffentlichungen ohne direkten Bezug zur Dissertation.....	XXVII
<b><i>Ehrenwörtliche Erklärung</i></b> .....	<b><i>XXVIII</i></b>
<b><i>Lebenslauf</i></b> .....	<b><i>XXIX</i></b>

# 1 Einleitung

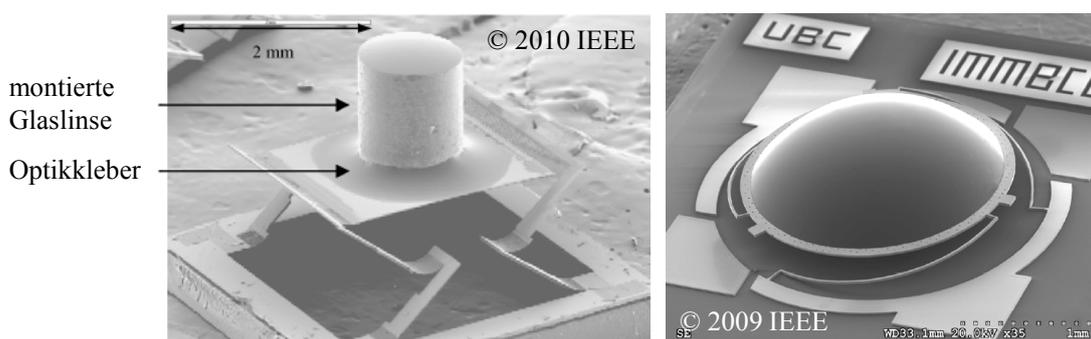
Die Integration zusätzlicher Funktionalitäten und die Miniaturisierung sind ein wichtiger Trend in der Entwicklung moderner Applikationen und Produkte. Das Integrationspotenzial der hierfür benötigten Aktuatoren und Sensoren ist dabei wesentlich von dem Grad der Miniaturisierung, dem Energiebedarf, der Leistungsfähigkeit und Präzision sowie den Herstellungskosten abhängig. Auf Silizium basierende Micro-Electro-Mechanical-Systems (MEMS) und Micro-Opto-Electro-Mechanical-Systems (MOEMS) erfüllen diese Anforderungen und erschließen ein gänzlich neues Feld miniaturisierter Aktuatoren und Sensoren [1]. Die entsprechende Umsetzung abbildender optischer Systeme stellt hierbei eine eigene Herausforderung dar. Ursache ist die fehlende Transparenz von Silizium im sichtbaren Spektrum und damit die Notwendigkeit, optische Komponenten, wie z. B. Mikrolinsen, aus Fremdmaterialien in die siliziumbasierten Aktuatoren und Fertigungsprozesse zu integrieren. Diese Arbeit basiert auf dem Ansatz der Vereinheitlichung des Basismaterials, um optische Komponenten und Aktuatoren in einem gemeinsamen fotolithografischen Fertigungsprozess montagelos herzustellen.

In der Fotolithografie werden hochgenaue Fotomasken genutzt, um eingeschriebene Strukturen auf einen lichtempfindlichen Fotolack zu übertragen. Die Belichtung ändert die Löslichkeit des Fotolacks und ermöglicht die selektive Entfernung belichteter bzw. unbelichteter Bereiche. Der strukturierte Fotolack wird als Barrierschicht genutzt und die abgebildete Struktur in einem nachfolgenden Verarbeitungsprozess auf eine oder mehrere Schichten übertragen [2]. Auf diese Weise ist es möglich, Strukturen und Leiterbahnen im Bereich weniger Mikrometer und Nanometer zu realisieren [3]. Mit dem Ursprung in der Halbleiterelektronik sind die in der Fotolithografie typischen Prozesse vorrangig auf Silizium als Substratmaterial ausgelegt [4]. Ausgehend von einem ebenen Substrat werden Schichten einzeln aufgebracht und strukturiert [5]. Mit diesen Prozessen können 2,5-dimensionale Strukturen, gemeint sind 2-dimensionale Geometrien mit konstanter Dicke, im Vielfachnutzen erzeugt werden [6, 7]. Die geringe Dichte von Silizium sowie das günstige Verhältnis von Gewicht zu Streckgrenze sind wichtige Faktoren für die Leistungsfähigkeit siliziumbasierter Aktuatoren. Mit der hohen spezifischen Steifigkeit und präzisen Bearbeitbarkeit ist die Herstellung filigraner Strukturen und Festkörperfedern mit Stegbreiten in einstelligen Mikrometern möglich. Gleichzeitig sind diese filigranen Strukturen auch notwendig, um Aktuatoren mit hohen Leistungsdichten, Geschwindigkeiten, Resonanzfrequenzen und geringen Steuerspannungen zu realisieren [8, 9].

Für den Einsatz in Mikroaktuatoren haben sich u. a. das elektrothermische, das elektromagnetische, das piezoelektrische sowie das elektrostatische Wirkprinzip etabliert [10]. Vor-

rangig die Elektrostatik findet vielfältigen Einsatz in MEMS und MOEMS. Gründe sind u. a. die Unabhängigkeit des elektrostatischen Wirkprinzips vom Volumen sowie die mit abnehmendem Abstand reziprok proportional ansteigende elektrostatische Anziehungskraft. Damit ist dieses Prinzip für miniaturisierte Aktuatoren prädestiniert. Die Realisierung eines elektrostatischen Aktuators ist mit zwei an der Oberfläche elektrisch leitfähigen Flächen möglich. Diese bilden eine fixierte und eine bewegliche Elektrode. Bekannte Varianten sind der Parallelplattenaktuator, der Kammaktuator und der Wanderkeilaktuator [11]. Die entstandenen Mikrosysteme auf Basis des elektrostatischen Wirkprinzips umfassen u. a. Stellelemente in Relais [12], variable Kapazitäten [13, 14] sowie Druck- und Beschleunigungssensoren [15]. Auch der Anwendungsbereich der optischen Applikationen konnte mit diesen Technologien revolutioniert werden. Hierfür werden häufig resonant betriebene Aktuatoren in Mikrospiegeln [16], adaptiven Spiegeln [17] oder optischen Schaltern [18, 19] eingesetzt.

Als nicht-transparentes Material im sichtbaren Spektrum ist Silizium jedoch nur bedingt für das Anwendungsgebiet der Abbildungsoptiken geeignet. Mikrooptiken, wie z. B. Kameras in Mobilgeräten, erfordern den Einsatz von Mikrolinsen aus optisch transparenten Materialien wie Glas oder Polymer. Mikrolinsen als optische Funktionselemente sind daher zwingend ein Fremdmaterial und nur bedingt mit den siliziumbasierten Prozessen kompatibel. Mikrolinsen aus Glas werden in einem separaten Prozess gefertigt und in weiteren Prozessschritten auf den im Vielfachnutzen hergestellten, siliziumbasierten Aktuator geklebt [20]. Die eingesetzten Mikrolinsen haben trotz der Miniaturisierung ein vergleichsweise großes Volumen und Gewicht. Konsequenz kann eine Reduktion der Leistungsfähigkeit des Aktuators in der erreichbaren Auslenkung und Resonanzfrequenz sein [20, 21] (Abbildung 1, links).



**Abbildung 1:** Links dargestellt ist eine elektrothermisch aktivierte Plattform mit aufgeklebter Zylinderlinse aus Glas. Bildquelle: [20]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE. Rechts ein elektrostatischer Aktuator mit separat gefertigter und montierter Polymerlinse. Bildquelle: [22]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE.

Ähnlich der Integration einer Mikrolinse aus Glas werden Polymerlinsen auch in einem separaten Prozess gefertigt und in weiteren Montage- und Justageprozessen auf die jeweiligen Aktuatoren geklebt [21, 23, 24, 25] (Abbildung 1, rechts). Mit einem Polymer als Mikrolin-

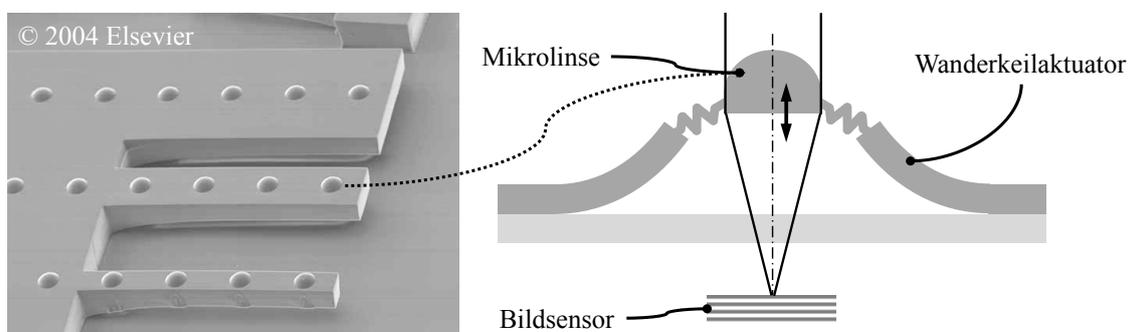
senmaterial sind hingegen grundlegend andere Fertigungs- und Integrationsvarianten möglich. Ein Polymer kann im flüssigen, unvernetzten Zustand auf einen siliziumbasierten Aktuator appliziert und die Form über Benetzungswinkel und Geometrie der tragenden Struktur definiert werden. Das Polymer wird thermisch oder durch UV-Belichtung vernetzt und ausgehärtet und die Mikrolinse somit als Teil des Aktuators fixiert, eine Montage entfällt [26]. Ein ähnliches Verfahren sieht den Auftrag, die Strukturierung und den Reflow eines Fotolacks vor, um Mikrolinsen zu erzeugen. Auch hier wird die endgültige Form durch die Prozessierung, den Benetzungswinkel und die tragenden Strukturen eingestellt. Eine weitere Möglichkeit ist das Heißprägen von Freiformlinsen. Hierbei können Mikrolinsen zwar definiert und präzise auf Waferlevel abgeformt werden, das Polymer allerdings nur mit großem Aufwand selektiv belichtet, weitergehend strukturiert und überschüssiges Material entfernt werden [27]. Ein ähnlicher Präge- bzw. Abformprozess ist ebenfalls mit UV-härtbaren Polymeren möglich [28]. Genutzt wird hierbei ebenfalls ein Stempel [29] oder ein angepasstes Belichtungsprofil [30], um die Form im Polymer zu definieren und durch UV-Belichtung zu fixieren. Der Prozess der Stempelabformung und -entformung ist nicht kräftefrei und daher nur eingeschränkt mit den filigranen und entsprechend empfindlichen Strukturen siliziumbasierter Aktuatoren vereinbar. Eine derartige Fertigung der Mikrolinsen auf siliziumbasierten Aktuatoren ist technologisch herausfordernd.

Polymere haben grundlegend andere charakteristische Eigenschaften und Verarbeitungsmöglichkeiten als Silizium oder Glas. Angesprochen wurde bereits die vielseitige Formbarkeit der Polymere, wodurch komplexe 3-dimensionale Strukturen mit hoher Genauigkeit repliziert werden können [31, 32]. Mit der optischen Transparenz im sichtbaren Spektrum, der geringen Steifigkeit, der hohen Dehnbarkeit und Elastizität sowie den geringen Kosten [33, 34] stellen Polymere eine potenziell vielseitige Erweiterung und zum Teil auch eine Alternative zu Silizium in MEMS und im Besonderen in MOEMS dar.

Derartige Komponenten basieren überwiegend auf dem Negativtonpolymer SU-8 [35] oder dem Positivtonpolymer Polymethylmethacrylat (PMMA) [36]. Damit werden elektrostatische Kammaktuatoren [37, 38, 39, 40] und elektrothermische Aktuatoren [41, 42] realisiert. Die breite Anwendung von Polymeren in MEMS und MOEMS wird durch technologische Herausforderungen erschwert. Lithografisch prozessierbare Polymere sind größtenteils elektrisch nicht-leitfähig und erfordern daher die Integration zusätzlicher Elektroden zur Realisierung von Aktuatoren. Dabei muss u. a. die Haftung der Schichten sowie die grundsätzliche Kompatibilität der Materialien und der Prozesschemikalien unter Berücksichtigung der Waferlevelkonformen Strukturierbarkeit sichergestellt werden. Zusätzlich benötigen viele UV-härtbare

Polymere ein Ausgasen von Lösemitteln vor der Belichtung, die Polymere werden dabei ausgehärtet [43]. Für eine Stempelabformung von Freiformlinsen sind nun erhöhte Prozesstemperaturen und -drücke erforderlich.

ORMOCOMP® ist ein lösemittelfreies Polymer und damit ohne vorherige Wärmebehandlung zur Stempelabformung von Freiformen auf Waferlevel geeignet [44] (Abbildung 2, links). Weiterhin wurde dieses Polymer gezielt für Mikrolinsen entwickelt und weist daher gute optische Eigenschaften im sichtbaren Spektrum auf [44]. Um diese materialspezifischen Vorteile umfassend zu nutzen, ist das Ziel der Arbeit daher die Qualifizierung des UV-härtbaren Polymers ORMOCOMP® zum Aufbau eines elektrostatischen Aktuators, um eine senkrechte Stellbewegung einer zentralen Funktionsplattform zu realisieren. Auf der Plattform können auf ein optisches System angepasste Freiformlinsen montagefrei integriert werden. Auf diese Weise können sowohl die Abbildungsqualität erhöht als auch aktuatorisch gestützte Funktionalitäten, wie z. B. ein Autofokussystem, realisiert werden. Die hierfür verwendete Prozesskette stellt eine Neuentwicklung dar und berücksichtigt die Abformung von Mikrolinsen auf den Funktionsplattformen. Integriert wird die Aktuatorik durch zusätzliche Metallisierungen. Diese werden lithografisch strukturiert und bilden die Elektroden elektrostatischer Wanderkeilaktuatoren. Der für elektrostatische Aktuatoren typische Pull-In-Effekt wird durch Segmentierung und Anpassung der Elektroden vermieden und der gesamte Elektrodenabstand als Stellweg nutzbar. Angelehnt an die Leistungsfähigkeit und Spezifikationen ähnlicher Aktuatoren in mikrooptischen Applikationen [20, 26, 45, 46, 47, 48] wird gezeigt, dass sowohl große Stellwege ( $\geq 100 \mu\text{m}$ ) [49] als auch hohe Resonanzfrequenzen ( $\geq 1 \text{ kHz}$ ) bei geringen Steuerspannungen ( $\leq 100 \text{ V}$ ) [50] und geringer Fläche ( $\leq 6,5 \text{ mm} \times 6,5 \text{ mm}$ ) mit diesem Ansatz möglich sind. Durch die Verstellung einer auf Waferlevel integrierten Mikrolinse in einem abbildenden System wird die potenzielle Applikation in einem Autofokussystem demonstriert (Abbildung 2, rechts).



**Abbildung 2:** Links sind auf Biegebalken abgeformte Mikrolinsen aus ORMOCOMP® dargestellt. Bildquelle: [51]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von Elsevier. Rechts das Konzept dieser Arbeit, der polymerbasierte elektrostatische Aktuator zur Verstellung einer auf Waferlevel hergestellten Mikrolinse.

Die vorliegende Arbeit beschreibt die Grundlagen der fotolithografischen Technologie sowie verwandter Aktuatorwirkprinzipien und -materialien. Vor diesem Hintergrund wird der Stand der Technik von MEMS- und MOEMS-Aktuatoren auf Silizium- und Polymerbasis aufgearbeitet. Im theoretischen Teil der Arbeit wird ein analytisches Modell eines idealen Wanderkeilaktuators erstellt und auf dieser Grundlage ein numerisches Modell erzeugt, verifiziert und zu einem vollständigen Modell des gesamten Aktuatorverbunds erweitert. Es wird eine umfassende Analyse zur Ermittlung entscheidender Gestaltungsrichtlinien durchgeführt. Die mechanische und die elektrostatische Auslegung des Aktuatorverbunds mit Funktionsplattform erfolgt zunächst getrennt. Die Einzelergebnisse werden zusammengeführt und unter Berücksichtigung des Fertigungsprozesses optimiert. Der experimentelle Teil der Arbeit stellt den entwickelten Fertigungsprozess und die entsprechenden Ergebnisse vor. Auf Basis des Fertigungsprozesses wird der Elastizitätsmodul des Polymers bestimmt und durch Anpassung der Prozesskette die Änderung des Materialzustands über größere Zeiträume reduziert. Das statische und dynamische Funktionsverhalten der hergestellten Aktuatorverbünde wird gemessen, ausgewertet und mit der Theorie verglichen. Abschließend wird anhand hergestellter Demonstratoren die Fokussierung in einem optischen System gezeigt und ein Ausblick auf mögliche Entwicklungs- und Vertiefungsrichtungen sowie eine Zusammenfassung über die gesamte Arbeit gegeben.

## 2 Grundlagen

Entscheidend für die erfolgreiche Realisierung eines Aktuators sind die Wahl des geeigneten physikalischen Wirkprinzips und die theoretische Auslegung. Dabei sind die Möglichkeiten und Grenzen der Fertigungstechnologie zu beachten. Zunächst werden die in MEMS etablierten physikalischen Wirkprinzipien erläutert, diskutiert und bewertet. Auf Grundlage des gewählten Wirkprinzips wird die Umsetzung in einen Aktuator durch unterschiedliche Aktuatorvarianten erläutert und diskutiert. Aufgrund der Komplexität der Problemstellung ist die theoretische Auslegung des Aktuators mit analytischen Methoden aufwendig. Erforderlich ist eine FEM-Software mit speziellen Funktionsweisen. Diese werden erläutert und aus den Anforderungen die Software abgeleitet. Die zur Umsetzung des Aktuators grundlegende fotolithografische Prozesskette und die verwandten Begrifflichkeiten, Prozesse und Materialien werden nachfolgend beschrieben. Das Kapitel schließt mit der Darstellung des Stands der Technik. Recherchiert werden vergleichbare Lösungen und mit Bezugnahme auf die verwendeten Technologien in silizium- und polymerbasierte Ansätze unterteilt und diskutiert.

### 2.1 Aktuatoren der Mikrosystemtechnik

Die in der Mikrosystemtechnik verwendete Fotolithografie hat ihren Ursprung in der Halbleitertechnik. Mit dieser war es erstmalig möglich, einen kompletten Wafer mit vielen tausend Transistoren und Schaltungen [52] gleichzeitig mit der gleichen Auflösung und Genauigkeit im Mikrometer- und Nanometerbereich [53, 54] zu prozessieren. Trotz verhältnismäßig aufwendiger Einzelarbeitsschritte wurde mit einer abschließenden Vereinzelung ein kostengünstiges Verfahren geschaffen [55]. Um diese Vorteile breit zu nutzen, wurde die Technologie auf weitere Anwendungsfelder ausgedehnt und zur Erzeugung miniaturisierter Aktuatoren und Sensoren adaptiert. Damit wurden die sogenannten MEMS und MOEMS geschaffen [56].

#### 2.1.1 Physikalische Wirkprinzipien in der Mikrosystemtechnik

Die mit den MEMS und MOEMS erschlossenen geometrischen Größenordnungen erfordern eine Neubewertung der für makroskopische Aktuatoren bewährten Wirkprinzipien und Aktuatorvarianten. Diese Neubewertung muss unter Berücksichtigung der Skalierbarkeit und Realisierbarkeit [57] geschehen, um den veränderten technologischen Bedingungen und Einsatzbereichen gerecht zu werden. Je nach Wirkprinzip skaliert die Leistungsfähigkeit eines Aktuators beim Verkleinern (oder Vergrößern) unterschiedlich. Es ergibt sich für jedes physikalische Wirkprinzip eine optimale Größenordnung [58, 59]. Wird ein Aktuator auf eine neue Größe skaliert, kann die Übersetzung in ein anderes Wirkprinzip vorteilhafter sein, als das Ursprüngliche beizubehalten. Unter dieser Prämisse haben sich Wirkprinzipien etabliert, die

für MEMS Größenordnungen geeignet sind und deren resultierende Aktuatoren den Anforderungen und Möglichkeiten der Fotolithografie entsprechen. Charakteristisch sind elektrostatische, elektrothermische, piezoelektrische und elektromagnetische Wirkprinzipien [10].

### **2.1.1.1 Elektromagnetik**

Ein elektromagnetischer Aktuator beruht auf der Wechselwirkung eines stromdurchflossenen Leiters mit einem zusätzlich erzeugten magnetischen Feld [60]. Die Vorteile sind eine vergleichsweise große Krafterzeugung, eine hohe Bewegungsgeschwindigkeit und kurze Reaktionszeiten [61] sowie eine große Reichweite [62]. Die Nachteile sind mitunter ein hoher Energiebedarf [63], um das elektromagnetische Feld aufrechtzuerhalten bzw. eine Kraft zu erzeugen, sowie die aufwendige Integration einer Spule und/oder eines Permanentmagneten [64] bzw. der Einsatz eines externen Feldes [65]. Zusätzlich wird die elektrische Energie im ohmschen Widerstand der Spule in Wärme umgesetzt. Die Fertigung wird mit zunehmender Miniaturisierung dementsprechend aufwendiger. Das elektromagnetische Wirkprinzip erreicht in makroskopischen Aktuatoren eine höhere Effizienz als in miniaturisierten Aktuatoren [66].

### **2.1.1.2 Piezoelektrik**

Das auf dem inversen piezoelektrischen Effekt beruhende Aktuatorprinzip nutzt die Umwandlung eines angelegten elektrischen Felds mittels eines piezoelektrischen Materials in eine mechanische Deformation des jeweiligen Volumens [67]. Dieses Wirkprinzip kann sowohl für Aktuatoren mit großen Kräften als auch mit hohen Reaktionsgeschwindigkeiten eingesetzt werden [68]. Diesen Vorteilen steht die Notwendigkeit der Integration eines anisotropen Materials und der damit oftmals erforderlichen Polarisierung bei mitunter hohen Prozess-temperaturen, auch für den Sinterprozess, gegenüber [69, 70]. Die Werte der Materialparameter piezoelektrischer Dünnschichten liegen dabei meist deutlich niedriger als bei piezoelektrischen Vollmaterialien [71]. Die resultierenden kleinen Deformationen piezoelektrisch aktiver Materialien müssen in vielen Fällen durch einen Hebel oder Stapelaufbau vieler piezoelektrischer Schichten in größere Auslenkungen übersetzt werden [72, 73]. Piezoelektrische Aktuatoren zeigen außerdem ein Hystereseverhalten [74].

### **2.1.1.3 Elektrothermik**

Aktuatoren auf Basis des elektrothermischen Wirkprinzips nutzen die Ausdehnung eines Materialvolumens bei einer Temperaturänderung und sind schon durch einfache Geometrien in verschiedenen Materialien realisierbar [75]. Die Temperaturänderung kann durch einen stromdurchflossenen Widerstandsheizler hervorgerufen werden. Diese können in einem fotolithografischen Herstellungsprozess realisiert und eine aktuatorische Funktion damit relativ

problemlos integriert werden [41]. Im Vergleich zu Silizium als Basismaterial resultiert der hohe thermische Ausdehnungskoeffizient vieler Polymere bei gleicher Geometrie und gleicher Erwärmung in einem höheren Stellweg. Der Nachteil sind hierbei die Reaktionszeiten. Diese hängen direkt von der Aufheiz- und Abkühlrate ab [76] und sind aufgrund der geringeren thermischen Leitfähigkeit vieler Polymere daher deutlich langsamer als in silizium- oder metallbasierten MEMS-Aktuatoren [77]. Wie bei den elektromagnetischen Aktuatoren zeigen auch elektrothermische Aktuatoren einen relativ hohen Energiebedarf [78].

#### **2.1.1.4 Elektrostatik**

Das elektrostatische Wirkprinzip basiert auf der Coulomb'schen Anziehung unterschiedlicher Ladungen [79]. Die Anziehungskräfte steigen reziprok proportional mit abnehmendem Abstand und quadratisch mit zunehmender Spannung an. Das elektrostatische Wirkprinzip zeichnet sich als reiner Oberflächeneffekt durch eine Unabhängigkeit vom Volumen aus [80]. Elektrostatische Aktuatoren sind aufgrund der Skalierung des Wirkprinzips gut miniaturisierbar [81] und zeigen hohe Reaktionsgeschwindigkeiten und geringe Leistungsaufnahmen. Je nach Variante können sowohl große Stellwege als auch große Kräfte in einem einzelnen Aktuator vereint werden [82]. Der mit abnehmendem Elektrodenabstand reziprok proportional zunehmende Kraftanstieg resultiert in dem so genannten Pull-In-Effekt: Die elektrostatischen Anziehungskräfte übersteigen die mechanischen Gegenkräfte, ein stabiles Gleichgewicht ist nicht mehr möglich und die Elektroden klappen aufeinander. Im Falle eines vereinfachten Parallelplattenaktuators kann nur das erste Drittel des kompletten Elektrodenabstands für eine stabile Positionierung genutzt werden [83]. Typisch für elektrostatische Aktuatoren ist ein Hystereseverhalten, das sowohl durch die Nichtlinearität der Anziehungskräfte als auch durch remanente Ladungen in der Isolationsschicht verursacht werden kann [84]. Als Konsequenz ergibt sich ein zeitverzögertes Reaktionsverhalten oder eine unausgeglichene Bilanz mechanischer und elektrostatischer Kräfte. In diesem Fall muss die angelegte Spannung deutlich geringer als die Pull-In-Spannung sein, damit die elektrostatischen Anziehungskräfte kleiner als die mechanischen Gegenkräfte werden und eine Trennung der Elektroden erfolgen kann.

#### **2.1.1.5 Auswahl des physikalischen Wirkprinzips**

Die Erfordernisse und Möglichkeiten für den Aufbau eines polymerbasierten Aktuators unterscheiden sich grundlegend zu siliziumbasierten Aktuatoren. Aufgrund des nicht-leitenden Basismaterials müssen die für den Aktuator notwendigen Eigenschaften durch zusätzliche Materialien integriert werden. Das elektromagnetische Wirkprinzip wird wegen den erschwerten Integrationsbedingungen aufgrund der geringen technologischen Kompatibilität nicht wei-

ter in Betracht gezogen [85]. Das elektrothermische Wirkprinzip erfordert einen Widerstandsheizler und eine passende Geometrie, um die aktuatorische Funktion in ein polymerbasiertes System zu integrieren. Mit  $0,2 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  ist die thermische Leitfähigkeit von Polymeren, hier am Beispiel von SU-8 und PMMA [86, 87] um Größenordnungen geringer als die von Silizium mit (dotierungsabhängigen)  $40 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  bis  $70 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$  [88, 89]. Die Reaktionsgeschwindigkeiten eines elektrothermischen Aktuators sind direkt von den Zeitkonstanten abhängig, mit denen Wärme eingebracht und abgeführt werden kann. Für einen Betrieb nahe der mechanischen Resonanzfrequenz eines Aktuators ist dieses Wirkprinzip nur schwierig nutzbar [90, 91]. Typische Frequenzen elektrothermischer Aktuatoren auf Basis von Silizium liegen im Bereich weniger hundert Hertz [10]. Auch das piezoelektrische Wirkprinzip ist grundsätzlich für eine lithografiebasierte Fertigung nutzbar. Hierfür sind allerdings herausfordernde technologische Bedingungen aufgrund der mitunter hohen Prozesstemperaturen bis mehreren hundert Grad Celsius sowie der oftmals notwendigen Polarisierung [70, 92] zu erfüllen. Dabei ist die Leistungsfähigkeit, meint den Hub pro Volumen und Steuerspannung, der mit Lithografie hergestellten, piezoelektrischen Aktuatoren mit der Leistungsfähigkeit elektrostatischer Aktuatoren vergleichbar [10, 73]. Für die Umsetzung des elektrostatischen Wirkprinzips sind Dünnschichtmetallisierungen von 100 nm und weniger ausreichend, um die aktuatorische Funktion in das fast vollständig aus nicht-leitfähigem Polymer bestehende System zu integrieren. Die Kompatibilität zum lithografischen Herstellungsprozess ist aufgrund des Aufbaus aus mehreren gestapelten, planaren Einzelschichten vorhanden. Abhängig von der Variante des elektrostatischen Aktuators können große Kräfte und große Stellwege kombiniert werden [93]. Dabei begünstigt der Materialwechsel vom steifen Silizium (kristallrichtungsabhängiger Elastizitätsmodul von 123 GPa bis 160 GPa [94]) auf das um Größenordnungen weichere ORMOCOMP® (925 MPa [95]) die Realisierung großer Stellwege und geringer Steuerspannungen. Das elektrostatische Wirkprinzip ist damit am besten geeignet, um die technologischen Anforderungen sowie die Spezifikationen der Leistungsfähigkeit zu erfüllen.

### 2.1.2 Theoretische Grundlagen des elektrostatischen Wirkprinzips

Die Coulomb'sche Anziehungskraft unterschiedlicher Ladungen ist die Grundlage der elektrostatischen Aktuatorik. Werden Streufelder und weitere Isolationsschichten außer Luft vernachlässigt, entspricht die hierbei in einem elektrostatischen Aktuator gespeicherte Energie der eines Plattenkondensators [96] und ist mit

$$E_{Kap} = \frac{1}{2} CU^2 = \frac{1}{2} \frac{\epsilon_0 AU^2}{d} \quad (1)$$

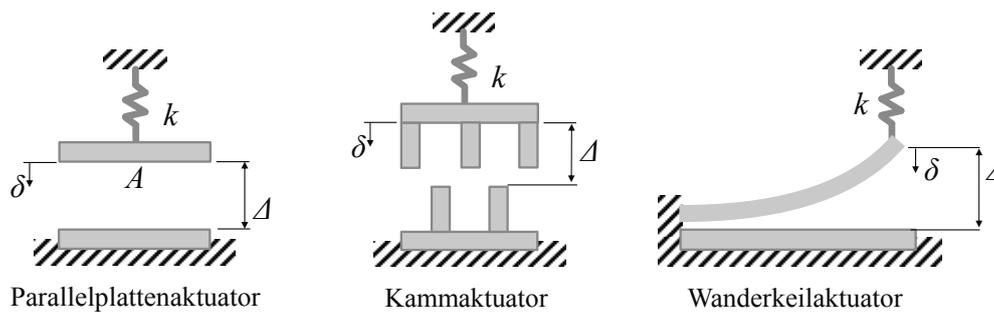
näherungsweise beschrieben. Die elektrische Kapazität ist mit dem Formelzeichen  $C$  dargestellt, die angelegte elektrische Spannung mit  $U$ ,  $A$  ist die Überdeckungsfläche zweier, in diesem Fall, paralleler Elektroden. Der als konstant angenommene Abstand dieser Elektroden ist  $d$  und  $\epsilon_0$  die elektrische Feldkonstante. Mit Ableitung der gespeicherten Energie nach dem Elektrodenabstand ergibt sich, ebenfalls angenähert, die elektrostatische Anziehungskraft  $F_{el}$  der beiden Elektroden [97] mit

$$F_{el} = -\frac{\partial E_{Kap}}{\partial d} = \frac{1}{2} \frac{\epsilon_0 A U^2}{d^2}. \quad (2)$$

Resultierend gilt für den vereinfachten Fall eines Parallelplattenkondensators  $F_{el} \sim A$ ,  $F_{el} \sim U^2$  und  $F_{el} \sim d^{-2}$ . Aus diesen Proportionalitäten können die folgenden Zusammenhänge abgeleitet werden: Die erzeugten elektrostatischen Anziehungskräfte sind linear von der Überdeckungsfläche der Elektroden abhängig und können durch Vergrößerung der Fläche erhöht werden. Gleichzeitig steigen die Anziehungskräfte mit kleiner werdendem Abstand der Elektroden reziprok proportional an. Ein Aktuator mit parallelen Elektroden und einem großen potenziellen Stellweg, gleichbedeutend mit einem großen initialen Elektrodenabstand, benötigt demnach eine hohe elektrische Spannung, um ausreichende Anziehungskräfte zu erzeugen und die Elektroden aneinander zu ziehen. Im Wesentlichen wird die elektrostatische Anziehungskraft damit von der Fläche der aktiven Elektroden und deren Abstand zueinander bestimmt. Die Leistungsfähigkeit, gemeint sind geringe Steuerspannungen und große Kräfte, wird vor allem durch Reduzierung des Elektrodenabstands erhöht. Dabei wird gleichzeitig der potenzielle Stellweg limitiert. Das elektrostatische Wirkprinzip ist trotz dieses Widerspruchs für die Realisierung von Aktuatoren mit großen Kräften und großen Stellwegen geeignet. Werden statt zwei planaren Elektroden im parallelen Abstand eine oder beide der Elektroden gekippt oder vorgebogen, kann der Herausforderung des großen initialen Elektrodenabstands und damit der Erzeugung geringer Kräfte bzw. der Notwendigkeit großer Steuerspannungen begegnet werden. Der Wanderkeilaktuator ist die Umsetzung dieser Überlegungen und wird in Abschnitt 2.1.3 erläutert.

### 2.1.3 Varianten elektrostatischer Aktuatoren

Aus dem elektrostatischen Wirkprinzip leiten sich eine Vielzahl von Aktuatorvarianten mit unterschiedlichen Konzepten, Auslegungen und Aufgaben ab. Häufig genutzte Varianten sind der Parallelplattenaktuator, der Kammaktuator und der Wanderkeilaktuator (Abbildung 3).



**Abbildung 3:** Dargestellt sind prinzipielle Aufbauten von drei Varianten elektrostatischer Aktuatoren.

Die Vor- und Nachteile dieser drei Varianten werden im Nachfolgenden beschrieben und gegenübergestellt. Trotz der unterschiedlichen Auslegungen weist jede Variante eine fixierte und eine bewegliche Elektrode auf, deren effektiver Abstand je nach Bauform unterschiedlich ausfällt und damit maßgeblich das Funktionsverhalten bestimmt.

### 2.1.3.1 Parallelplattenaktuator

Ein klassischer Aufbau eines elektrostatischen Aktuators ist der Parallelplattenaktuator (Abbildung 3, links). Dieser besteht aus zwei planaren Elektroden in parallelem Abstand, wovon eine Elektrode durch ein Federelement mit der Federsteifigkeit  $k$  geführt wird und beweglich ist. Der größte Abstand der Elektroden zueinander entspricht dem spannungslosen Ausgangszustand und stellt den maximalen Stellweg  $\Delta$  dieses Aktuators dar. Ein großer Elektrodenabstand ist somit gleichbedeutet mit einem entsprechend großen potenziellen Stellweg. Große Kräfte werden vom Aktuator erzeugt, wenn die Elektroden einen geringen Abstand zueinander aufweisen. Entsprechend werden beim initialen Abstand  $\Delta$  nur geringe Anziehungskräfte erzeugt. Diese steigen mit zunehmender Auslenkung  $\delta$  und damit abnehmendem Elektrodenabstand reziprok proportional an. Ab einem bestimmten Stellweg übersteigen die elektrostatischen Anziehungskräfte die linear ansteigenden mechanischen Gegenkräfte der Feder und die bewegliche Elektrode klappt an die fixierte. Dieser Effekt wird als Pull-In bezeichnet. Resultierend ist beim Parallelplattenaktuator nur das erste Drittel des Stellwegs für eine stabile Positionierung nutzbar.

Die elektrostatischen Anziehungskräfte bei voller Auslenkung können die Anziehungskräfte im nicht-ausgelenkten Zustand um Größenordnungen übersteigen [98]. Nach einem Pull-In muss die angelegte Spannungsdifferenz daher deutlich unter den Wert der Pull-In-Spannung reduziert werden, damit die mechanischen Gegenkräfte die elektrostatischen Anziehungskräfte übersteigen und sich die Elektroden in einem Lift-Off voneinander lösen können. Dabei ist die tatsächliche Lift-Off-Spannung von Material und Dicke der Isolationsschicht sowie den mechanischen Gegenkräften abhängig [99]. Sowohl der Pull-In-Effekt als auch die Hysterese nach einem Pull-In sind charakteristisch für die meisten elektrostatischen Aktuatoren. Auf-

grund der Nichtlinearität der Anziehungskräfte in Abhängigkeit vom Elektrodenabstand ist es herausfordernd, einen Parallelplattenaktuator zu realisieren, der sowohl große Auslenkungen als auch große Stellkräfte erzeugen kann.

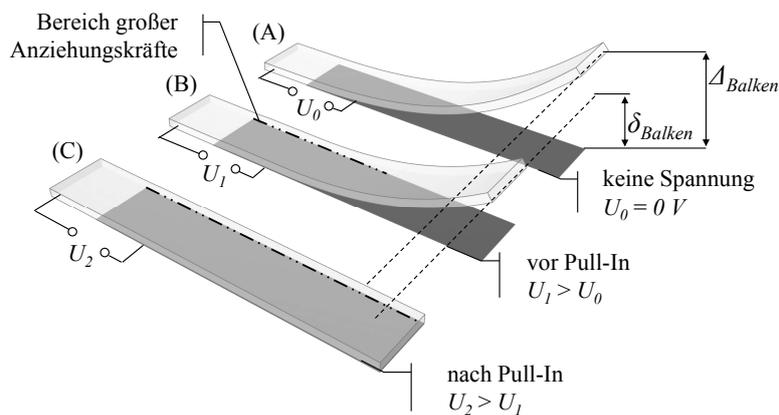
### 2.1.3.2 Kammaktuator

Zwei ineinander verzahnte Reihen kammförmiger Elektroden bilden den Kammaktuator (Abbildung 3, Mitte). Auch hier ist eine der Elektroden beweglich über eine Feder geführt, die andere ist fixiert. Die erzeugten Kräfte sind elektrostatische Scherkräfte und werden durch Streufelder am Ende jeder Kammspitze erzeugt [100]. Diese sind dabei weitestgehend unabhängig von der tatsächlichen Auslenkung der beweglichen Elektrode. Der Kammaktuator erzeugt daher über den gesamten Stellweg eine konstante Kraft [101]. Unter diesen Bedingungen zeigt der Kammaktuator kein Pull-In oder Hystereseverhalten in Richtung der vorgesehenen Auslenkung [102]. Neben den elektrostatischen Scherkräften an den Kammspitzen werden, ähnlich dem Parallelplattenaktuator, Anziehungskräfte zwischen den parallelen Flächen der einzelnen Zähne auf beiden Seiten eines jeden Zahns erzeugt. Im Idealfall sind diese auf beiden Seiten eines Zahns identisch und die bewegliche Elektrode des Kammactuators in der lateralen Position stabil. Der symmetrische Aufbau und der zu beiden Seiten konstante Abstand zwischen den Kammzähnen sind für die Stabilität kritisch. Ist die Steifigkeit der Kammstrukturen und der Führung bzw. der Feder senkrecht zur Bewegungsrichtung nicht gegeben oder der Abstand und damit die seitlich erzeugten Anziehungskräfte unsymmetrisch, kann ein seitliches Ausbrechen und das Aufeinanderklappen der Kammzähne die Folge sein. Mit zunehmender Auslenkung werden die Überdeckungsflächen und damit die erzeugten Anziehungskräfte der seitlichen Elektrodenflächen größer, die Anforderung an die Symmetrie des Aktuators wird dementsprechend kritischer und ein seitliches Ausbrechen immer wahrscheinlicher. Dieser Umstand begrenzt die realistische Länge der Kammzähne und somit auch den realisierbaren Stellweg [103] und stellt zusätzlich harte Anforderungen an die Steifigkeit des Kammactuators und die präzise Fertigung der Kammstrukturen [104].

### 2.1.3.3 Wanderkeilaktuator

Die Grundkonfiguration des Wanderkeilactuators ist dem Parallelplattenaktuator ähnlich, wobei eine der zwei Elektroden ein vorgebogener und verformbarer Biegebalken ist. Die Gegenelektrode ist fixiert und plan (Abbildung 3, rechts). Die Elektroden sind an der Einspannung des beweglichen Biegebalkens in nahezu direktem Kontakt und nur durch eine Isolationsschicht getrennt. In diesem Bereich weisen die Elektroden einen geringen Abstand zueinander auf. Wird eine elektrische Spannung angelegt, werden in diesem Bereich große Anzie-

hungskräfte erzeugt und die bewegliche an die plane ortsfeste Elektrode angezogen (Abbildung 4). Mit zunehmender Spannung und Auslenkung wandert der Bereich geringer Abstände mit den daraus resultierenden großen Anziehungskräften über die gesamte Elektrodenlänge. Im Gegensatz zu den anderen elektrostatischen Aktuatoren kann der Wanderkeilaktuator somit große Auslenkungen und große Kräfte über den gesamten Stellweg vereinen [93]. Auch diese Aktuatorvariante zeigt ein Pull-In- und Hystereseverhalten [105].



**Abbildung 4:** Dargestellt ist das Funktionsprinzip eines Wanderkeilaktuators. Der Bereich großer Anziehungskräfte ist markiert. Zustand (A) zeigt den Aktuator ohne elektrische Spannung. Zustand (B) zeigt den Aktuator mit angelegter Spannung, die kleiner als die Pull-In-Spannung ist. Im Bereich geringer Elektrodenabstände nahe der Einspannstelle werden große Anziehungskräfte erzeugt und die bewegliche Elektrode in Richtung der fixierten gezogen. Die bewegliche Elektrode legt sich auf die Isolationsschicht und der Bereich geringer Abstände wandert über die Länge der Elektrode. In Zustand (C) ist die bewegliche Elektrode nach dem Pull-In vollständig angezogen.

Ein Wanderkeilaktuator mit Auslenkung senkrecht zur Substratoberfläche erfordert eine präzise eingestellte Vorbiegung der beweglichen Elektrode, um ein vorhersagbares Funktionsverhalten, einschließlich Stellweg und Steuerspannung, zu erhalten. Für einen Wanderkeilaktuator mit Auslenkung tangential zur Substratoberfläche ist eine Isolierung der senkrecht stehenden Elektrodenwände erforderlich. Dies wird oft durch mechanische Anschläge anstelle eines zusätzlichen Isolationsmaterials realisiert [82, 106, 107]. Idealerweise entspricht der Abstand der beiden Elektroden an der Einspannung nur der Dicke des Isolators. Um zwei getrennte Elektroden und einen einseitig eingespannten Biegebalken zu erzeugen, ist häufig eine Opferschicht sowie ein elektrodentrennender Isolator notwendig, die in einem zusätzlichen Abstand der Elektroden resultiert. Aufgrund dessen ist die Fertigung eines Wanderkeilaktuators anspruchsvoll, weswegen diese Variante selten angewendet wird [108]. Dennoch stellen Wanderkeilaktuatoren aufgrund ihrer Eigenschaftskombination eine Alternative zu anderen elektrostatischen Aktuatoren dar [109].

### 2.1.3.4 Vergleich von Auslenkung und Kraft elektrostatischer Aktuatoren

Die beschriebenen Varianten elektrostatischer Aktuatoren werden in Hinblick auf die erforderliche Steuerspannung  $U$  für eine Auslenkung  $\delta$  verglichen. Die Darstellung des prinzipiellen Aufbaus aus Abbildung 3 bildet die Grundlage für diese Berechnung. Die bewegliche Elektrode wird über eine mechanische Feder mit einer konstanten Federsteifigkeit  $k$  geführt. Der volle Elektrodenabstand  $\Delta$  bezeichnet den nicht-ausgelenkten Zustand. Die Gleichungen für die jeweiligen Berechnungen von  $U(\delta)$  sind der Literatur entnommen. Für den Parallelplattenaktuator [110] wird der Zusammenhang mit

$$U_{(\delta)Parallel} = \sqrt{\frac{2k\delta(\Delta - \delta)^2}{\varepsilon_0 A}} \quad (3)$$

beschrieben und für den Kammaktuator [111] über die Gleichung

$$U_{(\delta)Kamm} = \sqrt{\frac{2k\delta\Delta}{nh\varepsilon_0}}. \quad (4)$$

Zur Berechnung der notwendigen Steuerspannung des Wanderkeilaktuators werden die in Abschnitt 3.2 hergeleiteten Differentialgleichungen verwendet. Die Bezeichnung der einzelnen Material- und Geometrieparameter sowie die Ansteuerbedingungen sind mit den entsprechenden Werten in Tabelle 1 aufgelistet.

**Tabelle 1: Aufgelistet sind die Parameter und Werte für den Vergleich elektrostatischer Aktuatoren.**

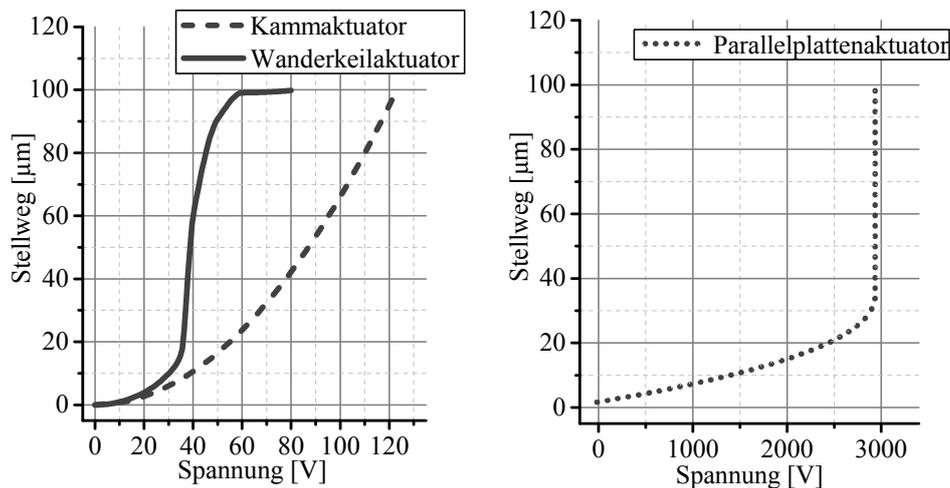
Formelz.	Beschreibung	Wert	Einheit
$E$	Elastizitätsmodul	900 (siehe Abschnitt 4.3)	MPa
$b$	Breite	500	$\mu\text{m}$
$L$	Länge	3000	$\mu\text{m}$
$h$	Höhe	40	$\mu\text{m}$
$k$	Federsteifigkeit	0,266	$\mu\text{N } \mu\text{m}^{-1}$
$\sigma$	mechanische Biegespannung	0,4	MPa
$\delta$	Stellweg	100	$\mu\text{m}$
$n$	Zahl der Kammzähne	50	-
$U$	elektrische Spannung	0 bis 100	V
$d$	Isolationsschichtdicke	2	$\mu\text{m}$
$\varepsilon_r$	relative Permittivität des Isolators	1	-
$\varepsilon_0$	dielektrische Feldkonstante	$8,854188 \times 10^{-12}$	$\text{A s V}^{-1} \text{m}^{-1}$

Um die Vergleichbarkeit trotz stark unterschiedlicher Aktuatorvarianten weitestgehend zu gewährleisten, werden dieselben Werte für die einzelnen Varianten verwendet. Damit werden

gleiche Randbedingungen in Hinblick auf Stellwege, Isolationsschichten und aktiven Elektrodenflächen geschaffen. Die Federsteifigkeit [112] wird über die Gleichung

$$k = \frac{3Eb^3}{12L^3} \quad (5)$$

aus der Geometrie des für den Wanderkeilaktuators genutzten Biegebalkens extrahiert. Das Ergebnis der Berechnungen ist in Abbildung 5 dargestellt.

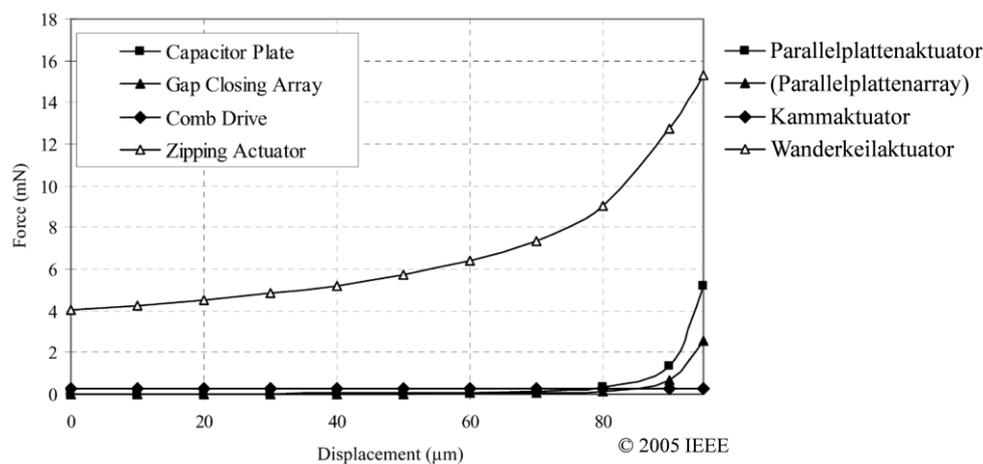


**Abbildung 5:** Dargestellt sind die theoretischen spannungsabhängigen Auslenkungen im direkten Vergleich. Links für den Kamm- und Wanderkeilaktuator, rechts für den Parallelplattenaktuator.

Im nicht-ausgelenkten Zustand weist der Parallelplattenaktuator den größten Abstand zwischen den Elektroden auf. Wegen der reziprok proportionalen Abnahme der elektrostatischen Kraft mit zunehmendem Abstand ist für den Parallelplattenaktuator eine Spannung von 3 kV notwendig, um die bewegliche Elektrode 33  $\mu\text{m}$  in Richtung der fixierten zu bewegen. Die entgegenwirkende mechanische Federkraft steigt mit zunehmender Auslenkung linear an. Ab 33  $\mu\text{m}$  Auslenkung tritt der Pull-In-Effekt auf und die bewegliche Elektrode wird ohne zusätzliche Erhöhung der Steuerspannung um die verbleibenden 67  $\mu\text{m}$  an die fixierte Elektrode gezogen. Demgegenüber kann der Kammaktuator die 100  $\mu\text{m}$  Auslenkung ohne Pull-In-Effekt stellen und zeigt einen leicht parabelförmigen Anstieg des Stellwegs. Für die Auslenkung von 100  $\mu\text{m}$  sind 125 V notwendig. Der Wanderkeilaktuator benötigt die geringste Steuerspannung. Dieser erreicht 100  $\mu\text{m}$  Auslenkung mit 75 V, wobei für 99  $\mu\text{m}$  Auslenkung nur 60 V notwendig sind. Bei nahezu voller Auslenkung ist die geringere Zunahme der Auslenkung bei weiterer Spannungserhöhung, ähnlich einer Kondensatorladekurve im Sättigungsbereich, auffällig [113]. Auch der Wanderkeilaktuator unterliegt dem Pull-In-Effekt, der bei 20  $\mu\text{m}$  Stellweg auftritt.

Ein Vergleich der elektrostatischen Kräfte abhängig vom Stellweg wurde von J. Li [114] bereits durchgeführt (Abbildung 6). Voraussetzung waren auch hier vergleichbare Aktuatorvolumina, gleiche Materialparameter und mechanische Kenngrößen sowie identische Steuer-

spannungen. Die Darstellung ist der Referenz [115] entnommen. Die ausgeprägt nichtlineare Auslenkungs- und Krafterzeugung des Parallelplattenaktuators resultiert in geringen elektrostatischen Anziehungskräften über nahezu den kompletten Stellweg. Erst nach dem Pull-In steigen die vom Parallelplattenaktuator erzeugten Kräfte über die Kräfte des Kammaktuators. Die Kraft des Parallelplattenaktuators ist bei voller Auslenkung um den Faktor 500 größer als im nicht-ausgelenkten Zustand. Demgegenüber ist die Kraft des Kammaktuators über den gesamten Stellweg konstant. Diese ist um den Faktor 30 größer als die elektrostatische Anziehungskraft des nicht-ausgelenkten Parallelplattenaktuators. Demgegenüber zeigt der Wanderkeilaktuator eine über den gesamten Stellweg deutlich größere und gleichmäßigere Krafterzeugung als der Parallelplattenaktuator. Die Kraft ist im nicht-ausgelenkten Zustand um den Faktor 300 und bei voller Auslenkung beider Aktuatorvarianten um den Faktor 3 größer.



**Abbildung 6:** Dargestellt sind die theoretischen auslenkungsabhängigen Kräfte im direkten Vergleich für einen Parallelplatten-, Kamm- und Wanderkeilaktuator. Rechts neben dem Diagramm ist die übersetzte Legende abgebildet. Bildquelle: [115]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE.

Im Vergleich der Aktuatorvarianten erzeugt der Wanderkeilaktuator an jeder Position des Stellwegs die größte Kraft und benötigt für die volle Auslenkung eine 50 % bzw. 98 % geringere Steuerspannung als der Kamm- bzw. der Parallelplattenaktuator. Der Wanderkeilaktuator bildet daher eine geeignete Basis zur Realisierung eines vollständig auf Waferlevel gefertigten elektrostatischen Aktuators.

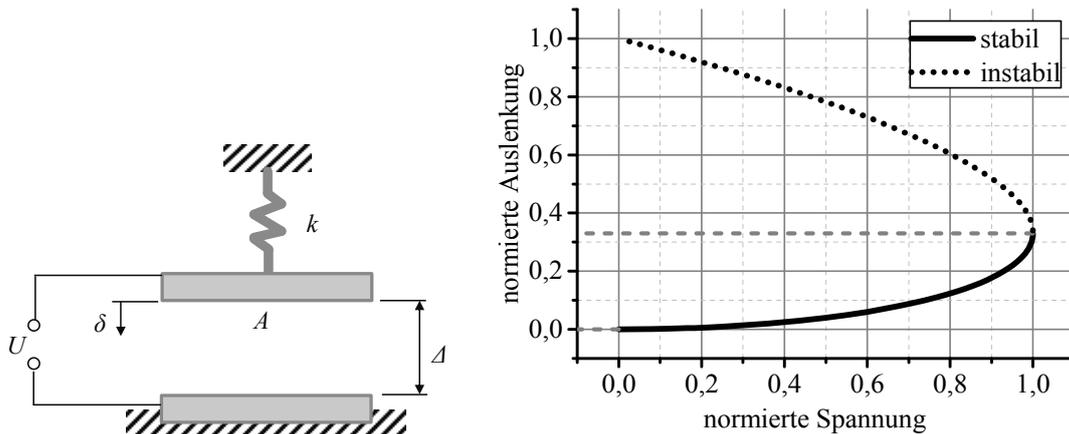
### 2.1.4 Pull-In-Effekt

Der Pull-In-Effekt wird durch die Nichtlinearität der elektrostatischen Kräfte verursacht. Ab einer bestimmten Auslenkung besteht kein Gleichgewicht mehr zwischen den elektrostatischen und mechanischen Kräften. Damit ist keine stabile Position mehr möglich und die bewegliche Elektrode klappt an die fixierte. Dieser Effekt soll anhand des Parallelplattenaktuators verdeutlicht werden. An einer Feder mit der Federkonstante  $k$  wird in einem Abstand  $\Delta$  eine plane Elektrode aufgehängt, wobei  $\delta$  den Stellweg dieser beweglichen Elektrode aus der

nicht-ausgelenkten Ruhelage bezeichnet (Abbildung 7, links). Aus der Gleichung (2) und dem Hookeschen Gesetz [116] kann der Kraft-Weg-Zusammenhang für den Aktuator mit

$$F_{Res} = -\frac{1}{2} \frac{\varepsilon_0 A U^2}{(\Delta - \delta)^2} + k\delta \quad (6)$$

aufgestellt werden. Eine stabile Auslenkung ist erreicht, wenn das Ergebnis der Kraftbilanz  $F_{Res}$  Null wird. Das Ergebnis mit normierten Größen ist rechts in Abbildung 7 dargestellt.



**Abbildung 7:** Links ist der schematische Aufbau des Parallelplattenaktuator dargestellt. Rechts ist die normierte Auslenkung über der normierten Steuerspannung aufgetragen. Die Kurve weist bei einer Auslenkung von  $\frac{1}{3} \delta$  einen Scheitelpunkt auf und der Aktuator wird instabil. Effektiv wird die für eine weiter zunehmende Auslenkung erforderliche Spannung geringer.

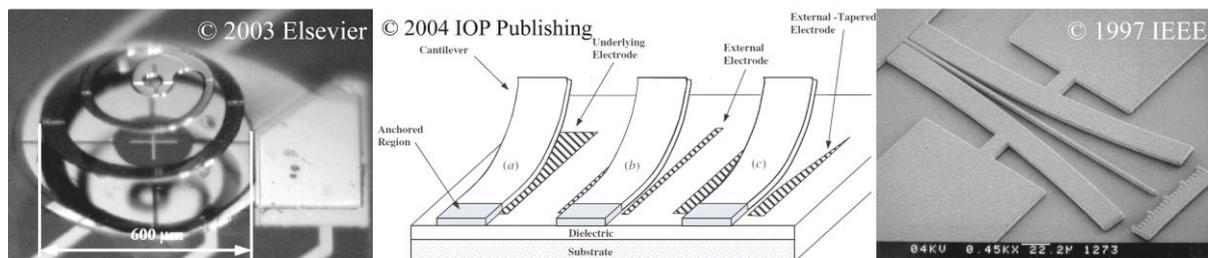
Bis zu einem Drittel des anfänglichen Elektrodenabstands ist eine stabile Positionierung der beweglichen Elektrode möglich. Ab diesem Punkt übersteigen die elektrostatischen Anziehungskräfte die entgegengewirkenden Federkräfte über den gesamten verbleibenden Stellweg. Ab diesem Scheitelpunkt ist die Position der beweglichen Elektrode nicht mehr stabil [117] und der Pull-In-Effekt tritt ein. Effektiv wird damit eine geringere Steuerspannung benötigt, um die Auslenkung weiter zu erhöhen.

### 2.1.5 Strategien zur Vermeidung des elektrostatischen Pull-In-Effekts

In der Literatur werden unterschiedliche Methoden beschrieben, um den Pull-In-Effekt elektrostatischer Aktuatoren zu vermeiden. Dabei wird entweder die mechanische Gegenkraft oder die erzeugte elektrostatische Kraft angepasst. Im Idealfall wird über den vollständigen Stellweg ein Gleichgewicht zwischen diesen Kräften und damit ein stabiles Auslenkungsverhalten realisiert. Mehrere Lösungsansätze sind denkbar: Der erste Ansatz beschreibt das Einstellen der mechanischen Gegenkraft durch eine auslenkungsabhängige Federkonstante, um einen der elektrostatischen Anziehungskraft angepassten Anstieg der mechanischen Gegenkraft zu erzeugen [118]. Möglich ist dies durch die entsprechende Auslegung eingesetzter Festkörperfedern oder der Geometrie [119] des Aktuator an sich. Herausfordernd ist dabei die erhebliche Differenz der auslenkungsabhängig erzeugten elektrostatischen Kräfte, die mit

einer entsprechend ausgeprägten Änderung der Federkonstante bzw. der Geometrien ausgeglichen werden müssen. Zusätzlich bedeutet eine Limitierung auf 2,5-dimensionale Strukturen in der siliziumbasierten Fertigung eingeschränkte Möglichkeiten, um die Federkonstante bzw. die Geometrien angemessen anzupassen. Dieser Ansatz wird daher nur selten umgesetzt.

Der zweite Ansatz nutzt die Unterteilung des Stellwegs durch Segmentierung und individuelle Ansteuerung der Elektroden [105] (links in Abbildung 8). Durch die Stückelung des Stellwegs werden künstlich neue Startpunkte geschaffen und die Auslenkung wird mit jedem Segment effektiv neu begonnen. Die stabile Positionierung bis zum Eintreten des Pull-In-Effekts kann damit mehrfach genutzt werden. Mit der Anzahl der Stellwegsegmente steigt zwar der Anteil des Pull-In-freien Stellwegs im Verhältnis zum gesamten Stellweg, allerdings auch die Komplexität der zugehörigen Steuerung und Regelung. Je nach Auslegung wechselt das Stellverhalten zwischen stabiler Positionierbarkeit und Pull-In-Verhalten [120].



**Abbildung 8:** Dargestellt sind Möglichkeiten, den Pull-In-Effekt in elektrostatischen Aktuatoren zu vermeiden. Links: Segmentierung der Elektroden. Durch Teilung der aktiven Elektrodenfläche wird ebenfalls der Stellweg segmentiert und der Pull-In-Effekt damit lokal begrenzt. Bildquelle: [105]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von Elsevier. Mitte: Änderung der Elektrodenfläche entlang der Länge eines Wanderkeilaktuators zur auslenkungsabhängigen Kapazitäts- und damit Kraftänderung. Bildquelle: [121]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IOP Publishing. Rechts: Änderung der Kapazität bzw. Kraft durch eine längenabhängige Abstandsanpassung der Elektroden. Bildquelle: [106]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE.

Der dritte Ansatz beschreibt die direkte Anpassung der erzeugten elektrostatischen Kräfte. Realisiert wird dies durch eine auslenkungsabhängige Anpassung der aktiven Elektrodenfläche [122] (Mitte in Abbildung 8) oder eine längenabhängige Anpassung des Elektrodenabstands [106, 123] (rechts in Abbildung 8). Diese Ansätze erfordern eine Aktuatorvariante mit nicht-konstantem Elektrodenabstand, um über eine laterale Dimension eine auslenkungsabhängige Kapazitäts- und damit Kraftänderung umzusetzen.

Die Segmentierung der Elektroden bedeutet ein segmentiertes Auslenkungsverhalten, wobei der Pull-In-Effekt weiterhin auftritt. Dieser Ansatz zeigt ein stufenartiges und entsprechend aufwendig zu regelndes Auslenkungsverhalten. Demgegenüber ändert eine Anpassung der elektrostatischen Kräfte durch eine Flächen- oder Abstandsänderung das Auslenkungsverhalten grundlegend. Der Pull-In-Effekt kann über den gesamten Stellweg vermieden und mit einer einfacheren Regelung kombiniert werden. Die Abstandsanpassung der Elektroden

(rechts in Abbildung 8) erfordert einen präzisen und zuverlässigen technologischen Prozess, der die Fertigung von Freiformflächen einschließt. Alternativ ist die Anpassung der elektrostatischen Kräfte auch über eine Änderung der Elektrodenfläche mit ganz ähnlichen Ergebnissen möglich. Hierbei ist der Herstellungsaufwand mit der Gestaltung einer Fotomaske und der Strukturierung einer Elektrodenschicht gering und daher die bevorzugte Variante.

### **2.1.6 Voraussetzungen zur Erstellung des numerischen Modells**

Elektrostatische Aktuatoren sind prinzipbedingt ein ausgeprägt nichtlineares System. Aufwendig kann bereits die analytische Beschreibung einfacher elektrostatischer Aktuatoren sein. Die theoretische Auslegung über numerische Methoden, wie die „Finite Elemente Methode“ (FEM), stellt besondere Anforderungen an die jeweilige Software. Üblicherweise wird das elektrische Feld zwischen zwei Elektroden nachgebildet, indem das Feld auf Elemente des vernetzten Luftvolumens projiziert wird. Das vernetzte Luftvolumen muss sich Veränderungen in der angrenzenden Geometrie anpassen. Dabei kann es bei einer Auslenkung des Aktuators so sehr deformiert werden, dass bestimmte Größenverhältnisse der Elemente nicht eingehalten werden können und die Simulation nicht konvergiert [124]. Spätestens wenn die Elektroden nahezu im mechanischen Kontakt zueinander bzw. zur Isolationsschicht sind und das vernetzte Luftvolumen damit auf ein sehr kleines Volumen zusammengedrückt wird, über- bzw. unterschreiten die verwendeten Elemente die tolerierbaren Verhältnisse der Kantenlängen und die Berechnung konvergiert nicht [124]. In einem solchen Fall kann die sogenannte „Boundary Element Method“ (BEM) verwendet werden. Diese speichert die Kapazitäten zwischen sämtlichen elektrostatisch aktiven Flächen in einer Matrix und umgeht damit das Vernetzen des Luftvolumens [125]. Damit können elektrostatische Wanderkeilaktuatoren mit großen Auslenkungen und dem mechanischen Kontakt zweier Elektroden berechnet werden. Diese Funktionalität ist Teil der Software CoventorWare 2012.002 (Coventor Inc., USA), welche daher die Grundlage für das numerische Modell in dieser Arbeit bildet.

Für die Berechnung des mechanischen Kontakts verwendet CoventorWare die „Finite-Sliding Formulation“ ([126], Seite R4-61). Werden die Standardeinstellungen für die Kontaktelemente genutzt, steigt der zwischen den undurchdringbaren Flächen übertragene Druck bei Kontakt sprunghaft an, man spricht von einem harten Kontakt ([126], Seite R4-61). Die elektrostatische Anziehungskraft ist im Kontaktfall um Größenordnungen höher als die Anziehungskraft im Ausgangszustand. In Kombination mit dem harten Kontaktalgorithmus führt dies zu Konvergenzproblemen, wenn sich das Kontaktverhalten und damit die Kräftebilanz bei kleinen Abständen und großen Anziehungskräften sprunghaft ändert. Für das numerische Modell wird daher ein weicher Kontaktalgorithmus verwendet ([126], Seite R4-62). Der Kon-

takt wird als solcher erkannt, sobald die Flächen eine bestimmte Entfernung zueinander unterschreiten. Der übertragene Druck wird ab diesem Punkt kontinuierlich mit abnehmendem Abstand erhöht und die Kontaktberechnung damit stabiler. Allerdings lässt dieser Algorithmus eine Durchdringung der Elektrodenfläche in die Isolationsschicht und resultierend eine Änderung der elektrostatischen Anziehungskräfte zu ([126], Seite R4-62). Durch die reziprok proportional vom Abstand abhängige Krafterzeugung können selbst geringe Änderungen im Abstand einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf das Ergebnis haben. Die Konfiguration der Parameter und des Modells wird daher auf die Korrektheit der Ergebnisse geprüft.

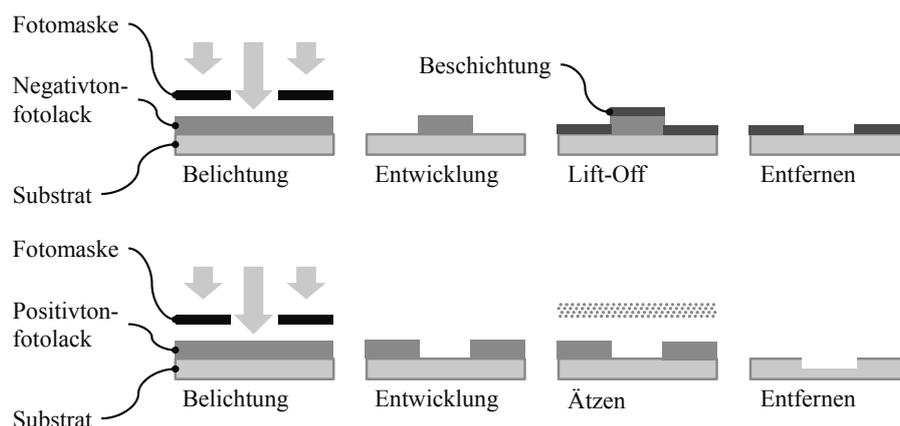
Um die Stabilität des numerischen Modells und der Berechnung zu erhöhen, wird die relative Permittivität des Isolators in den theoretischen Betrachtungen dieser Arbeit mit  $\epsilon_r = 1$  festgelegt und damit die Erzeugung der elektrostatischen Kräfte für den Fall des direkten Kontakts der Elektroden mit dem Isolator reduziert. Eine Abstandsänderung ist weniger kritisch und die Kontaktbeschreibung mit größeren Toleranzen möglich.

## 2.2 Grundlagen der lithografiebasierten Technologie

Lithografische Prozesse basieren auf der Strukturierung fotoempfindlicher Schichten durch selektive Belichtung. Die gewünschten Strukturen werden in eine dünne Chromschicht auf hochreinem Kieselglas geschrieben und auf diese Weise eine Fotomaske erzeugt. Die Fotomaske wird mit Hilfe von Justiermarken zu einem Substrat ausgerichtet und die eingeschriebenen Strukturen durch eine Flutbelichtung auf einen lichtempfindlichen Fotolack übertragen. Dabei bewirkt die Belichtung des Fotolacks eine lokale Änderung der Materiallöslichkeit in der zugehörigen Entwicklerflüssigkeit. Ein Positivtonfotolack wird durch die Belichtung löslicher, während ein Negativtonfotolack durch Belichtung weniger löslich wird [36]. Aufgrund des durch die Belichtung hervorgerufenen Kontrasts in der Materiallöslichkeit werden die jeweiligen Bereiche des Fotolacks im Entwicklerbad gelöst. Nach der Entwicklung kann der verbleibende Fotolack als Barrierschicht für chemische Ätzprozesse oder als Abdeck- und Opferschicht für Maskierung und Strukturierungen in Beschichtungsprozessen eingesetzt werden [2]. Üblicherweise lässt sich der verbleibende Fotolack mit Lösemitteln oder durch Veraschung im Sauerstoffplasma vom Substrat entfernen. Es verbleibt eine strukturierte Schicht auf der Oberfläche des Substrats [36]. Dieser Prozess kann mehrfach wiederholt werden, um ein mehrlagiges System individuell strukturierter Schichten sukzessiv aufzubauen. Damit wird eine hochpräzise Fotomaske vollständig auf ein komplettes Substrat mit mittlerweile über 300 mm Durchmesser [127] übertragen und ohne Mehraufwand viele tausend Strukturen gleichzeitig im Vielfachnutzen erzeugt.

## 2.2.1 Materialien und Prozessierung der MEMS und MOEMS

Bei der Herstellung von MEMS und MOEMS wird die bewährte Fotolithografie verwendet. Die grundlegenden Prozesse sowie die verwendeten Materialien und Chemikalien sind den Herstellungsprozessen der Halbleiterfertigungstechnologien ähnlich [36]. Im Gegensatz zu Komponenten der Halbleitertechnik erfordern Aktuatoren bewegliche Elemente. Als Konsequenz unterscheiden sich die jeweiligen Herstellungsprozesse in einigen Arbeitsschritten. Ein oder mehrere Schichten Fotolacke oder funktionsverwandte Materialien werden im Prozess als Opferschicht verwendet und in einem finalen Schritt, oder kurz vorher, entfernt. Abhängig von der Strukturierung der verwendeten Fotolacke entstehen partiell vom Substrat getrennte Strukturen. Diese werden zur Realisierung beweglicher Elemente und freistehender Strukturen für Aktuatoren in MEMS und MOEMS genutzt. Aufgrund des gleichförmigen Auf- bzw. Abtrags einzelner Schichten ist der Prozess oft auf die Erzeugung 2,5-dimensionaler Geometrien begrenzt. Ein Fertigungsprozess der Schichten hinzufügt wird als „surface micromachining“ bezeichnet. Wird ein Volumen bereits aufgebrachtener Schichten abgetragen, um die gewünschten Strukturen zu erzeugen, spricht man vom „bulk micromachining“ [1, 128]. Beide Verfahren sind in Abbildung 9 dargestellt. Die zur Anwendung kommenden Prozesse und Chemikalien sind auf die in der Halbleitertechnik dominierenden Materialien Silizium sowie einiger Metalle ausgelegt [129]. Auf Basis dieser Materialien werden MEMS und MOEMS hoher Präzision, Zuverlässigkeit und Leistungsdichte für unterschiedliche Anwendungen realisiert [15, 111, 130, 131] (siehe Abschnitt 2.3).



**Abbildung 9:** Prinzipiell dargestellt werden „surface micromachining“ (oben) und „bulk micromachining“ (unten) anhand eines Negativtonfotolacks (oben) und eines Positivtonfotolacks (unten).

Silizium- bzw. metallbasierte Technologien und Aktuatoren weisen charakteristische Vorteile in der Prozessierbarkeit, Zuverlässigkeit und Wiederholbarkeit auf, die sowohl in der Technologie als auch in der Anwendung in großem Umfang genutzt werden. Diese erlauben einen parallelisierten und effektiveren Fertigungsprozess [132, 133]. In Resonanz betriebene Aktuatoren sind oft auf Frequenzen im kHz-Bereich ausgelegt und benötigen daher steife

Strukturen bzw. einen hohen Elastizitätsmodul, charakteristisch für Silizium und viele Metalle. Aktuatoren die aus Materialien mit hohen Elastizitätsmoduli bestehen, erfordern für die Realisierung großer Hübe entweder eine entsprechend große Krafterzeugung oder ausreichend filigrane Strukturen, um die gewünschten Deformationen zu erzeugen. Derartige Strukturen können mit fotolithografischen Prozessen auf Siliziumbasis zuverlässig erzeugt werden.

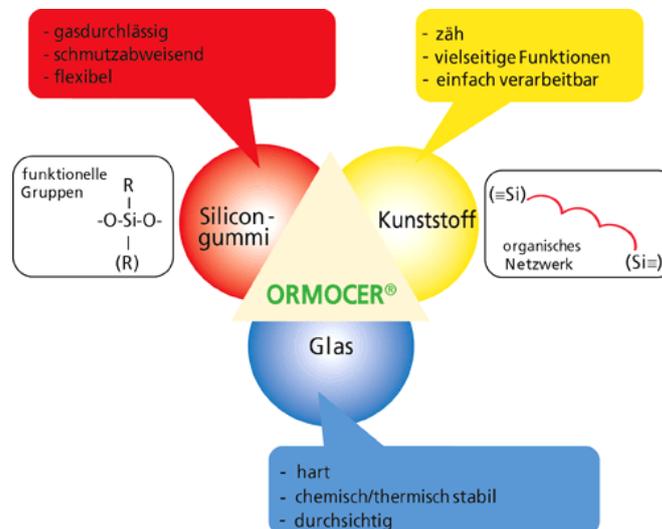
Werden Polymere zum Aufbau von Aktuatoren eingesetzt, ergeben sich neue Möglichkeiten in der Prozessierung und Anwendung. Mit Fotolithografie prozessierte Polymere liegen üblicherweise im unvernetzten, zähflüssigen Zustand vor. Die Vernetzung erfolgt thermisch oder durch UV-Belichtung. Die zur siliziumbasierten Prozessierung grundlegend unterschiedliche Verarbeitung erlaubt vielfältige Formgebungsprozesse. Neben der etablierten Fotolithografie über Fotomasken werden u. a. auch Stempel als Abformwerkzeug [28, 31], Zwei-Photonen-Belichtung [134, 135] sowie Grautonlithografie [136, 137] zur Formerzeugung genutzt [138]. Damit wird die Erzeugung komplexer 3-dimensionaler Strukturen, sogenannter Freiformen, im Vielfachnutzen möglich. Polymere vereinen Eigenschaften, die das Anwendungsfeld von MEMS und vor allem MOEMS erheblich erweitern können. Neben der optischen Transparenz im sichtbaren Spektrum können kommerziell erhältliche Polymere eine große Bandbreite weiterer Eigenschaften aufzeigen und werden zunehmend in einer Vielzahl unterschiedlicher Applikationen und Größen in MEMS und MOEMS eingesetzt.

Genutzt wird vor allem das Negativtonpolymer SU-8 [35]. Dieses benötigt eine Wärmebehandlung vor der Belichtung, um Lösemittel auszugasen. Dabei wird das Polymer ausgehärtet [43] und eine Stempelabformung von Freiformlinsen ist nur noch mit erhöhten Prozesstemperaturen und -drücken möglich [139]. Ähnlich wird das Positivtonpolymer PMMA [36] in einem Heißprägeverfahren abgeformt. Bei 200 °C wird die Glasübergangstemperatur von PMMA überschritten und ein Stempel kann die jeweiligen Formen in das PMMA drücken [140]. Der Stempel wird entformt sobald das PMMA durch Reduzieren der Prozesstemperatur wieder erstarrt ist. Beide Polymere erlauben eine Strukturierung durch eine entsprechende Belichtung. PMMA erfordert hierfür ein Elektronstrahl-, Röntgenstrahl- oder Tiefen-UV-Lithografieverfahren [36] und stellt damit hohe Anforderungen an die Prozessgeräte. SU-8 hingegen ist mit der für die Fotolithografie üblichen i-Linien-Belichtung strukturierbar [35]. Dennoch wird die präzise und formtreue Herstellung von 3-dimensionalen Strukturen durch die erforderlichen Temperaturen und Drücke zusätzlich erschwert.

Demgegenüber ist ORMOCOMP® aus der Familie der ORMOCER®e ein lösemittelfreies Polymer [44] und kann ohne Wärmebehandlung im zähflüssigen Zustand geformt, belichtet und vernetzt werden.

### 2.2.1.1 ORMOCER®

ORMOCER® ist der Oberbegriff für die Familie der anorganisch-organischen Hybridpolymere. Entwickelt wurde ORMOCER® vom Fraunhofer Institut für Silicatforschung (ISC) in Würzburg und ist ein Akronym für „ORganically MODified CERamics“.



2013, © Fraunhofer-Institut für Silicatforschung ISC

**Abbildung 10:** Dargestellt sind die einzelnen Gruppen, die in Kombination das ORMOCER® bilden. Die Eigenschaften können durch Veränderung einzelner oder mehrerer Gruppen unterschiedlichen Anforderungen angepasst werden. © Fraunhofer-Institut für Silicatforschung ISC. Bildquelle: [141]; Abbildung verwendet mit Genehmigung des Fraunhofer ISC.

Aufgebaut ist es aus drei Einzelgruppen: Einem anorganischen Netzwerk (Glas, Keramik), einem Kunststoff als organische Gruppe und einer Silikongruppe (Abbildung 10). Unter UV-Belichtung startet ein beigemischter Photoinitiator die Vernetzung und verbindet die organischen Gruppen. Diese Zusammensetzung erlaubt breite Variationsmöglichkeiten durch Veränderung einer oder mehrerer chemischer Gruppen und damit eine Anpassung der Material- und Verarbeitungseigenschaften [142]. Um unterschiedlichen Anforderungen und Applikationen entsprechen zu können, wurden spezialisierte Untergruppen des ORMOCER®s entwickelt und kommerzialisiert. Diese ORMOCER® Untergruppen unterscheiden sich wesentlich in den Materialeigenschaften Elastizitätsmodul, thermischer Ausdehnungskoeffizient, Brechzahl, der Widerstandsfähigkeit gegen Lösemittel und dem grundsätzlichen Verhalten unter Temperatureinfluss [143].

### 2.2.1.2 ORMOCOMP®

ORMOCOMP® ist eine gezielte Entwicklung für optische Systeme und weist daher entsprechend gute optische Eigenschaften im sichtbaren Spektrum auf [44]. Im Gegensatz zu vielen UV-härtenden Polymeren ist ORMOCOMP® lösemittelfrei und erfordert keine vorhergehende Wärmebehandlung zum Entfernen von Lösemitteln und bleibt bis zur UV-Belichtung im zähflüssigen Zustand [144]. Eine wichtige, aus diesen Umständen resultierende

Eigenschaft ist die Möglichkeit ORMOCOMP® bei Raumtemperatur und bei geringem Druck – und damit unter besseren Voraussetzungen für eine hohe Formtreue – 3-dimensional abzuformen und gleichzeitig durch selektive Belichtung zu strukturieren. Ein Stempel kann direkt das flüssige Polymer formen und das ORMOCOMP® kann in dieser Form belichtet, vernetzt und ausgehärtet werden. Damit ist es für die Abformung von Freiformen, wie z. B. Mikrolinsen [51], gut geeignet [44]. Die Verwendungsmöglichkeiten von ORMOCOMP® sind dabei nicht auf optische Anwendungen beschränkt und es kann als Basismaterial zur Herstellung unterschiedlicher Strukturen mit breitem Aufgabenfeld genutzt werden. Aufgrund dieser Kombination wesentlicher Eigenschaften wird ORMOCOMP® aus den Untergruppen des ORMOCER®s als Basismaterial für die Aktuatoren dieser Arbeit ausgewählt.

Die Eigenschaften dieser Polymere zeigen eine deutliche Abhängigkeit von den Prozessbedingungen, möglichen Zusätzen und Mischungsverhältnissen. Der Elastizitätsmodul von ORMOCER®en ist prozessbedingt einstellbar und wird für Kompaktmaterialien mit einem Bereich von 1 MPa bis 4000 MPa [141] und für die Verarbeitung mit Dünnschichttechnologien mit 2,5 GPa angegeben [141]. S. Obi bestimmte den Elastizitätsmodul von ORMOCOMP® mit  $860 \pm 120$  MPa im Zugversuch bzw.  $925 \pm 100$  MPa im Balkenbiegeversuch [95].

### 2.3 Silizium- und polymerbasierte Aktuatorik

Sowohl silizium- als auch polymerbasierte Sensoren und Aktuatoren zeigen aufgrund des Materials charakteristische Vor- und Nachteile. Die aus Silizium hergestellten elektrostatischen Aktuatoren zeichnen sich durch kurze Schaltzeiten, hohe Resonanzfrequenzen und geringen Energiebedarf aus [83]. Entwickelt werden u. a. Mikrorelais und Mikrospiegel auf Basis von Parallelplattenaktuatoren, welche den Pull-In-Effekt für die Überbrückung großer Abstände und die Erzeugung großer Kontaktkräfte nach dem Pull-In nutzen [118, 145]. Wanderkeilaktuatoren erweitern diese Vorteile durch die Kombination großer Stellkräfte über den vollen Bereich großer Stellwege [115]. Eingesetzt werden diese ebenfalls als Mikrorelais [146, 147], können durch Ihre Funktionsweise allerdings auch in der Fluidik [107, 148], für optische Schalter [149, 150, 151], für Mikrospiegel [152, 153] und als Stellelemente für Plattformen [154, 155] angewendet werden. Aufgrund kurzer Reaktionszeiten und des verhältnismäßig steifen Siliziums als Basismaterial wird das elektrostatische Wirkprinzip auch für hochfrequent arbeitende Aktuatoren verwendet. Durch den Einsatz von Kammaktuatoren zur Verstellung von Mikrospiegeln in Scannern und Projektoren [16, 111, 131] werden in dieser Material- und Wirkprinzipkombination sowohl hochfrequente rotatorische als auch translatorische Bewegungen erzeugt [131, 156].

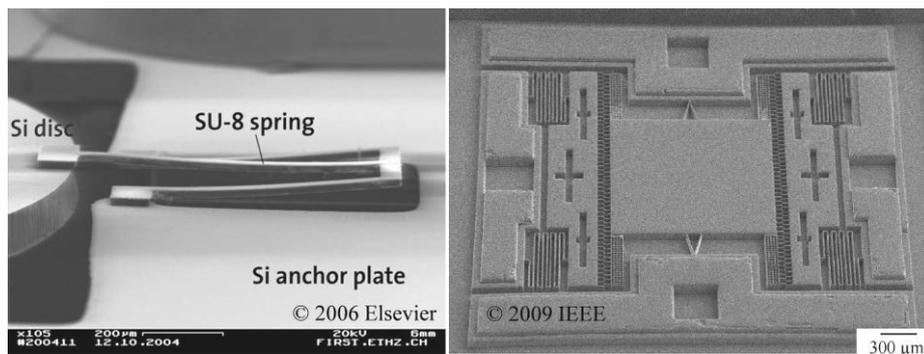
Auf der Basis von Silizium ist die Herstellung von MOEMS für Abbildungsoptiken eingeschränkt. Silizium ist im sichtbaren Spektrum nicht transparent, eine optische Funktion kann nur in Form von reflektiven Elementen oder durch die Montage von Mikrolinsen bzw. vergleichbaren Komponenten umgesetzt werden. Die Mikrolinsen werden separat hergestellt und bestehen aus Glas oder Polymer. Mit Silizium als Basismaterial ist eine Glas- oder Polymerlinse ein Fremdmaterial und muss durch zusätzliche Füge- oder Herstellungsprozesse an den bestehenden Fertigungsprozess angegliedert werden [23, 26].

Diesem Ansatz folgend werden Aktuatoren mit unterschiedlichen Wirkprinzipien zur Positionierung und unterschiedlichen Fügemethoden zur Integration von Mikrolinsen entwickelt. Veröffentlicht sind elektrostatische Kammaktuatoren mit lateraler und vertikaler Stellbewegung [21]. Separat gefertigte Kugellinsen aus BK7 werden in einem Siliziumrahmen eingeklemmt. In Referenz [157] werden aus BK7 gefertigte Zylinderlinsen auf eine Plattform eines elektrothermischen Aktuators geklebt, der eine vertikale Stellbewegung realisiert. Zusätzlich zu der herausfordernden Fertigung und Montage haben Mikrolinsen oft ein relativ großes Volumen und damit ein verhältnismäßig hohes Gewicht. Für siliziumbasierte Aktuatoren mit filigranen Strukturen kann dies eine Verminderung der Leistungsfähigkeit in Hinblick auf den potenziellen Stellweg und die Resonanzfrequenz bedeuten [21, 157]. Die Alternative zu den separat gefertigten und zusätzlich zu montierenden Glaslinsen stellen Mikrolinsen aus Polymer dar. Diese werden entweder ebenfalls parallel gefertigt und montiert oder in flüssiger Form direkt auf Waferlevel appliziert und dort geformt und ausgehärtet. Eine parallel gefertigte Polymermikrolinse wird in Referenz [22] auf einen elektrostatisch aktuierten Scanner für die medizinische Bilderzeugung geklebt. In Referenz [158] wird die Mikrolinse auf Waferlevel und damit montagefrei auf dem Aktuator erzeugt. Die Mikrolinse besteht hier aus Fotolack, der flüssig auf einen Siliziumrahmen appliziert und die Form der Linse durch Oberflächenspannung eingestellt und durch Wärmebehandlung fixiert wird [47]. Die Möglichkeiten, eine Mikrolinse zu definieren, sind in diesen Fällen prozessbedingt begrenzt und beschränken sich auf sphärische bzw. sphärenähnliche Linsenformen.

Polymere werden zunehmend anstelle von Silizium als Basismaterial in diversen MEMS und MOEMS verwendet. Dabei stellen Polymere keinen Ersatz für Silizium dar, sondern vielmehr eine Ergänzung der zur Verfügung stehenden Materialien und Eigenschaften, um die Applikationsfelder zu erweitern. Ein wesentlicher Vorteil ist die optische Transparenz von vielen Polymeren im sichtbaren Spektrum. Weiterhin ist Silizium mit einem kristallrichtungsabhängigen Elastizitätsmodul im Bereich von 123 GPa bis 160 GPa [94] um Größenordnungen steifer als viele Polymere mit typischen Elastizitätsmoduli von 2,2 GPa für PMMA [159],

4 GPa bis 5 GPa für SU-8 [43] und 925 MPa für ORMOCOMP® [95]. Mit Silizium ist die Fertigung filigraner Strukturen mit Stegbreiten weniger Mikrometer und die Realisierung von Aktuatoren mit hohen Resonanzfrequenzen möglich. Aufgrund der Steifigkeit können die filigranen Strukturen vorteilhaft eingesetzt werden, sind gleichzeitig aber auch zwingend erforderlich, um die Auslenkungen mit vertretbaren Spannungen realisieren zu können. Weiterhin sind verhältnismäßig große Kräfte notwendig [160] und in Kombination mit dem spröden Bruchverhalten sind mit Silizium nur relativ geringe absolute Deformationen möglich [161].

Der Einsatz von Polymeren erfolgt auf zwei Arten: Zum einen der Hybridbau mit sehr lokalem Austausch von Silizium, z. B. mit SU-8 als Festkörpergelenk, um Steuerspannungen aufgrund geringerer Steifigkeit zu reduzieren und erreichbare Auslenkungen zu erhöhen, dargestellt in Abbildung 11, links [162]. Zum anderen der monolithische Aufbau. Hier werden ganze Aktuatoren auf Basis von Polymeren hergestellt und das Silizium wird als Basismaterial ersetzt. Die Replikation eines MEMS-Kammaktuators in PMMA durch ein Heißprägeverfahren ist in Abbildung 11, rechts, dargestellt [37, 163].



**Abbildung 11:** Links ist die REM-Aufnahme einer Mikrospiegelaufhängung dargestellt. Das üblicherweise aus Silizium gefertigte Festkörpergelenk wurde durch eine SU-8 Feder ersetzt. Bildquelle: [162]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von Elsevier und Hr. Dr. D. Bachmann. Rechts sind vollständig aus PMMA gefertigte Kammaktuatoren zur Verkipfung eines zentral aufgehängten Mikrospiegels abgebildet [37, 163]. Bildquelle: [163]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE.

Die Kombinationsmöglichkeiten aktuatorischer Wirkprinzipien mit Polymerstrukturen sind vielfältig. Mitunter werden elektroaktive Polymere eingesetzt, welche einen aktiven, dem Material inhärenten Effekt nutzen, um Mikropumpen [164], Mikrooptiken [165, 166], Positionierelemente [167] und Biegebalken [168, 169] zu aktivieren. Auch der elektrothermische Effekt hat sich etabliert, der aufgrund des hohen thermischen Ausdehnungskoeffizienten vieler Polymere schon mit geringen Temperaturänderungen große Auslenkungen erzeugen kann. Applikationen finden sich in Mikrooptiken [170, 171, 172], Mikrogreifern [41, 42, 173, 174] und Positioniersystemen bzw. Schaltern [175, 176, 177]. Über zusätzliche Metallisierungen sind auch polymerbasierte elektrostatische Aktuatoren möglich, die aufgrund der geringen Steifigkeit für adaptive Spiegel [178, 179] und Mikrospiegel [180] eingesetzt werden.

Die vielfältigen Möglichkeiten, Polymere abzuformen sowie deren Biokompatibilität, werden in biologisch orientierten Applikationen zum Zellwachstum [181, 182], in der Mikrofluidik [183] und für Lab-on-a-Chip oder vergleichbare Systeme [31, 184, 185] genutzt. Auch für optische Systeme bietet die vielfältige Abformbarkeit von Polymeren einzigartige Vorteile zur Erzeugung von Lichtleitern [186] und Mikrolinsen [28].

Das Konzept, einen Aktuator aus dem gleichen Polymer wie die Mikrolinse herzustellen und die Mikrolinse damit montagelos auf den entsprechenden Aktuator in einem einzigen Fertigungsschritt abzuformen, wurde bereits von S. Obi [95] vorgestellt und patentiert [187]. Das elektrostatische Wirkprinzip sollte sowohl aktuatorische als auch sensorische Funktionalität in einen aus ORMOCOMP® bestehenden Biegebalken integrieren. Das Konzept, die simple Integrierbarkeit elektrostatischer Aktuatorik mit einem polymerbasierten Fertigungsprozess zu kombinieren und Mikrolinsen als natürlichen Prozessbestandteil abzuformen, wurde aufgrund technologischer Schwierigkeiten nicht in einen Demonstrator überführt [95].

Die charakteristischen Eigenschaften Lithografie-kompatibler Polymere stellen für siliziumbasierte Aktuatoren und Systeme eine Erweiterung der möglichen Anwendungsbereiche und in einigen Fällen einen vorteilhaften Ersatz für Silizium dar. Dennoch sind Polymere keine Konkurrenz zu Silizium. Vielmehr bieten diese das Potenzial, die Anwendungsfelder und realisierbaren Spezifikationen von MEMS und MOEMS auf Bereiche zu erweitern, die für siliziumbasierte Aktuatoren oder Sensoren kaum erreichbar sind. Dies bezieht sich auf die Möglichkeiten der 3-dimensionalen Abformung in Kombination mit polymertypischen Materialeigenschaften in passiven und aktiven Komponenten. Als Basismaterial für Aktuatoren ist somit die Skalierung von MEMS- und MOEMS-typischen Systemen und verwandten Fertigungstechnologien in neue Größenordnungen möglich. Eine wichtige Eigenschaft ist hierbei die geringe Dichte und geringe Steifigkeit vieler Polymere. Dabei ist zu beachten, dass polymerbasierte Aktuatoren und Sensoren oft die Integration elektrisch leitfähiger Schichten erfordern. Polymerbasierte Aktuatoren sind daher für die lithografische Herstellung eine Herausforderung. Gleichzeitig bieten diese aber ungenutztes Potenzial, die Eigenschaften und Anwendungsfelder von MEMS und MOEMS umfangreich zu erweitern.

### 3 Theoretische Auslegung

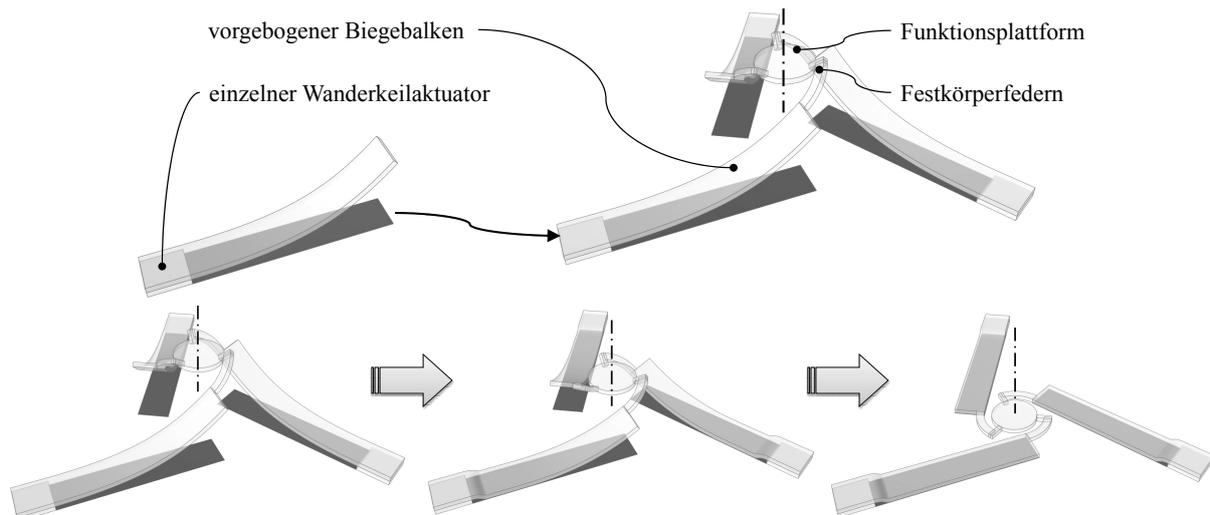
In vorherigen Kapiteln und Abschnitten wurden die Vorteile herausgearbeitet, das elektrostatische Wirkprinzip mit dem UV-härtbaren Polymer ORMOCOMP® zu kombinieren. Ziel ist der Aufbau eines Verbunds aus Wanderkeilaktuatoren, die eine Funktionsplattform senkrecht zur Substratoberfläche bewegen. Die Funktionsplattform kann u. a. genutzt werden, um eine Mikrolinse entlang der optischen Achse zu verstellen. Nachfolgend wird das Konzept des vollständigen Aktuatorverbunds erläutert. Dieser setzt sich aus mehreren Wanderkeilaktuatoren zusammen, die über Festkörperfedern mit der zentralen Funktionsplattform verbunden sind. Die theoretische Auslegung wird schrittweise aufgebaut und erläutert.

#### 3.1 Konzept des Aktuators

In diesem Abschnitt wird das Konzept vorgestellt, um die in Kapitel 1 begründeten Spezifikationen zu erfüllen. Der Wanderkeilaktuator vereint große Stellkräfte und große Auslenkungen mit geringen Steuerspannungen (siehe hierzu Abschnitte 2.1.3.3 und 2.1.3.4). Beide Kriterien sind in mikromechanischen Systemen für eine stabile Auslenkung unter Last wichtig. Die Gemeinsamkeit der veröffentlichten Applikationen aus Abschnitt 2.3 ist die Nutzung eines einseitig eingespannten Wanderkeilaktuators. Sowohl die laterale Position als auch die Neigung der Biegebalkenspitze zeigen dementsprechend eine mitunter ausgeprägte Abhängigkeit von der aktuellen Auslenkung. Der Einfluss dieser ungewollten Positions- und Lageabweichungen wird entscheidend von der Biegebalkenlänge und der maximalen Auslenkung bestimmt. Eine Stellbewegung der Biegebalkenspitze ausschließlich entlang der senkrechten Achse ist mit einem einseitig eingespannten Wanderkeilaktuator nicht realisierbar. Das entwickelte Konzept des Aktuatorverbunds sieht daher vor, den einfachen Wanderkeilaktuator mit zwei weiteren baugleichen Wanderkeilaktuatoren radial anzuordnen und über Festkörperfedern mit einer zentralen Funktionsplattform zu verbinden. Der prinzipielle Aufbau ist in Abbildung 12 dargestellt. Die Vorbiegung der einzelnen Wanderkeilaktuatoren entsteht durch mechanische Schichtspannungen, die während des Fertigungsprozesses auftreten. Genutzt wird die daraus resultierende Vorbiegung, um die Geometrie der Wanderkeilaktuatoren und die Vorauslenkung der zentralen Funktionsplattform zu erzeugen.

Die zentral aufgehängte Funktionsplattform wird über Festkörperfedern mit den Wanderkeilaktuatoren ausgelenkt. Auf diese Weise kann die komplette Vorauslenkung als Stellweg entlang der zentralen Achse genutzt werden. Das Antwortverhalten der Wanderkeilaktuatoren auf eine angelegte Spannungsdifferenz wird durch ein Wechselwirkungsgleichgewicht bestimmt. Bestimmende Faktoren sind hierbei der mechanische Widerstand gegen Verformung

(Elastizitätsmodul, Biegebalkendicke, Steifigkeit der Festkörperfedern), die Vorauslenkung, die Geometrie und die Fixierungspunkte der Biegebalken sowie der Abstand der Elektroden. Prinzipbedingt sind elektrostatische Aktuatoren aufgrund der nichtlinearen Krafterzeugung ein mit der Geometrie empfindlich und stark wechselwirkendes System. Die theoretische Auslegung des Aktuators muss daher eng mit der Entwicklung der Fertigung und den zur Verfügung stehenden Möglichkeiten erfolgen. Ursachen für fertigungsabhängige Randbedingungen werden in Kapitel 4 erläutert.

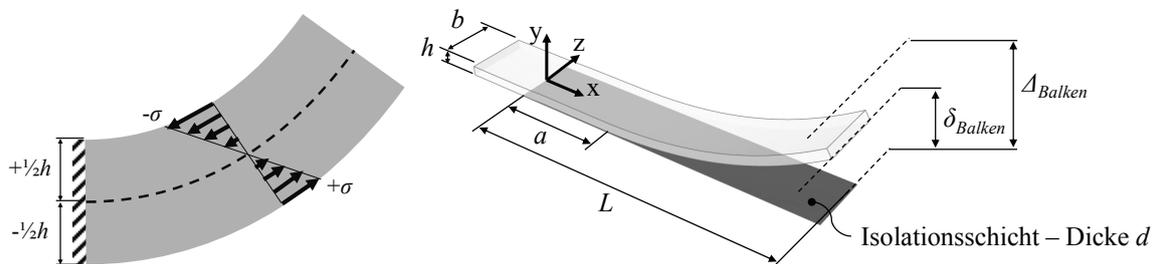


**Abbildung 12:** Oben ist der schrittweise Aufbau vom individuellen Wanderkeilaktuator zum Aktuatorverbund mit zentraler Funktionsplattform dargestellt. Unten sind drei unterschiedliche Anregungszustände der Wanderkeilaktuatoren gezeigt, von links nach rechts mit ansteigender Steuerspannung.

Den Ausgangspunkt der theoretischen Auslegung des Gesamtsystems bildet die mathematische Beschreibung eines vereinfachten Wanderkeilaktuators. Die analytische Beschreibung stellt die Grundlage zur Überprüfung der FEM-Software auf die Korrektheit der Ergebnisse für die numerische Modellerstellung dar. Für eine erste Abschätzung des Aktuators werden Richtlinien für die Auslegung eines Wanderkeilaktuators ermittelt. Der nachfolgende Entwicklungsprozess des vollständigen Aktuatorverbunds wird in die Schwerpunkte Mechanik und Elektrostatik aufgeteilt. Zunächst wird das elektrostatische Verhalten ausgelegt. Wesentliche Unterpunkte sind hierbei die Vermeidung des Pull-In-Effekts und die Linearisierung des Auslenkungsverhaltens durch Segmentierung und Formanpassung der Elektroden. Nachfolgend wird die Entwicklung des mechanischen Anteils betrachtet. Unterpunkte sind die Auslegung des mechanischen Designs in Hinblick auf eine maximale Vorauslenkung der zentralen Funktionsfläche sowie eine Betrachtung unterschiedlicher Einspannbedingungen und die Auswirkungen auf die Vorauslenkung der Funktionsplattform. Der Entwurf wird mit der Optimierung des zusammengeführten Gesamtsystems unter Beachtung der Wechselwirkung und Kopplung von Mechanik und elektrostatischem Wirkprinzip abgeschlossen.

### 3.2 Analytisches Modell

Aus den theoretischen Betrachtungen (Abschnitt 2.1.3) wurde der Wanderkeilaktuator als geeignete Variante abgeleitet. Dieser besteht aus einem einseitig eingespannten und vorgebogenen Biegebalken als bewegliche Elektrode, gepaart mit einer ortsfesten und planaren unteren Elektrode. Die Vorauslenkung des Biegebalkens wird durch mechanische Schichtspannungen  $\sigma$  im Biegebalken verursacht. Angenommen werden Druckspannungen an der Oberseite des Biegebalkens und Zugspannungen von identischer Größe an der Unterseite. Diese nehmen linear über die Biegebalkendicke ab bzw. zu und wechseln in der spannungsfreien neutralen Faser, siehe Abbildung 13 (links). In Abbildung 13 (rechts) wird die Definition der Größen festgelegt.



**Abbildung 13:** Links ist ein schematischer Querschnitt des Biegebalkens mit angenommenem Schichtspannungsverlauf abgebildet, der die Vorbiegung erzeugt. Rechts wird der vereinfachte Wanderkeilaktuator mit den definierten Größen dargestellt. Die obere bewegliche Elektrode ist durch elektrostatische Anziehungskräfte bereits teilweise an die untere ortsfeste Elektrode angezogen. Die Kontakte und die Spannungsquelle sind nicht dargestellt.

Länge  $L$ , Breite  $b$  und Höhe  $h$  beziehen sich auf den vorgebogenen Biegebalken. Die Geometrie der Einspannung, des „Fußpunktes“, stellt in der gewählten Auslegung eine ausreichende Fixierung des Biegebalkens dar und wird in der Variationsbetrachtung daher vernachlässigt. Die Länge  $L$  bezeichnet die Länge der beweglichen Elektrode auf der Unterseite des Biegebalkens sowie die Länge der ortsfesten Elektrode. Die von mechanischen Schichtspannungen verursachte Vorauslenkung stellt den potenziellen Stellweg  $\Delta_{Balken}$  des Wanderkeilaktuators dar und wird als Distanz der Isolationsschichtoberfläche zur Spitze des einseitig eingespannten Biegebalkens definiert. Die von elektrostatischer Anregung hervorgerufene Auslenkung wird ebenfalls als Distanz von der Oberfläche der Isolationsschicht zur Spitze des Biegebalkens definiert und mit  $\delta_{Balken}$  bezeichnet. Der Bezug ist immer die Oberfläche der Isolationsschicht als Referenzebene. Ein Biegebalken ohne Vorbiegung durch mechanische Schichtspannungen bzw. ein durch elektrostatische Anziehungskräfte voll angezogener Wanderkeilaktuator wird damit eine nominelle Auslenkung von 0 haben.

Die analytische Beschreibung des Wanderkeilaktuators orientiert sich an dem von R. Legtenberg et al. [106] veröffentlichten Ansatz der Energiebilanzierung. Dieser Ansatz beschreibt einen abgewandelten Wanderkeilaktuator mit einer definierten Krümmung entlang der fixier-

ten Elektrode und einem geraden Biegebalken als bewegliche Elektrode. Aufgrund der in dieser Arbeit verwendeten Variation des elektrostatischen Wanderkeilaktuators gelten andere Voraussetzungen und der Ansatz aus [106] muss angepasst werden. Folgende Bedingungen werden vorausgesetzt: Zum einen wird der Abstand zwischen der beweglichen Elektrode und der Oberfläche der Isolationsschicht als vernachlässigbar klein angenommen. Im Bereich der Einspannung des Biegebalkens liegt die bewegliche Elektrode somit auf der Isolationsschicht auf. Zum anderen werden nur kleine Deformationen und eine konstante Biegebalkengeometrie angenommen, um die linear-elastische Balkentheorie nach Euler-Bernoulli [188, 189] zur Lösungsfindung zu nutzen. Das Modell [106] basiert auf der Vereinfachung des Biegebalkens zu einem Linienelement mit konstanter Dicke, Breite und Höhe. Zug- und Druckspannungen werden dementsprechend nur einachsig in  $x$ -Richtung berücksichtigt. Auftretende elektrostatische Streufelder werden in dieser Betrachtung ebenfalls vernachlässigt. Dies ist zulässig, solange die Breite der Elektroden den Abstand der Elektroden im entscheidenden Bereich geringer Abstände und großer Anziehungskräfte um ein vielfaches übersteigt [190].

Basierend auf der analytischen Energiemethodik [191, 192] wird eine Energiebilanz  $E_{Gesamt}$  zwischen der elektrostatischen Energie  $E_{elektrostatisch}$  und der Balkenbiegeenergie  $E_{Balken}$  aufgestellt (7). Die in  $E_{elektrostatisch}$  und  $E_{Balken}$  enthaltenen auslenkungs- und formdefinierenden Parameter werden so lange variiert, bis der Betrag der Gesamtenergie

$$E_{Gesamt} = E_{Balken} - E_{elektrostatisch} \quad (7)$$

minimal ist. Die Biegeenergie der Vorbiegung durch mechanische Schichtspannungen ist unabhängig von der elektrostatischen Anregung und stellt den Ausgangszustand des Systems dar. Diese Energie ist konstant und für das mathematische Minimierungsproblem damit unerheblich. Folglich wird diese in der Energiebilanz nicht berücksichtigt. Der resultierende Radius definiert den Abstand der Elektroden und damit die erzeugte elektrostatische Kraft und muss in den Beschreibungen abgebildet werden. Es wird das Prinzip der Superposition [193] genutzt und der Radius des Biegebalkens mit der berechneten Biegelinie überlagert, um die auslenkungsabhängige Abstandsfunktion der Elektroden zu erhalten. Der Radius  $R$  [194] berechnet sich durch Vorgabe der mechanischen Schichtspannungen  $\sigma$  mit

$$R = \frac{Eh}{2\sigma} \quad (8)$$

und die radiusabhängige Auslenkung  $\Delta(x)$  [195] an der Position  $x$  mit

$$\Delta(x) = R \left( 1 - \cos \left( \frac{x}{R} \right) \right) \quad (9)$$

Die Position  $x$  beginnt an der Einspannungsstelle des Biegebalkens. Die teilweise Auflage des Biegebalkens an der ortsfesten Elektrode verändert die Einspannbedingungen und der Radius des freien Bereichs des Biegebalkens wird reduziert. Der Parameter  $a$  beschreibt die Position dieser verschobenen Einspannung für die teilweise Auflage des Biegebalkens an der ortsfesten Elektrode. Gleichung (9) wird um diese Verschiebung korrigiert. Es ergibt sich die Auslenkung des Biegebalkens

$$\Delta_a(x) = R \left( 1 - \cos \left( \frac{(x-a)}{R} \right) \right). \quad (10)$$

Beginnend an der verschobenen Einspannung am Punkt  $a$  bis zur Länge  $L$  des Biegebalkens, wird der einseitig eingespannte Biegebalken mit der Streckenlast  $c$  auf Basis der Biegelinie  $\delta_a(x)$  beschrieben [196]:

$$\delta_a(x) = \frac{c(x-a)^2}{24Ei} \left( 6(L-a)^2 - 4(L-a)(x-a) + (x-a)^2 \right). \quad (11)$$

Die Geometrie des Biegebalkens ist mit der Länge  $L$  direkt und mit der Breite  $b$  und Höhe  $h$  indirekt in Form des Flächenträgheitsmoments  $i$  [195] abgebildet. Die wesentlichen Materialeigenschaften sind mit dem Elastizitätsmodul  $E$  abgedeckt. Zusätzlich sind die zu variierenden Parameter  $a$  und  $c$  enthalten. Dabei stellt  $c$  die auf den Biegebalken wirkende Linienlast dar, die als elektrostatischer Druck verstanden werden kann und somit die elektrostatische Anziehungskraft mit der Biegebalkentheorie koppelt. Diese lenkt den Biegebalken aus der kreisabschnittsförmigen Ruhelage aus. Die Biegelinie, siehe Gleichung (11), beschreibt ausschließlich den Bereich des freien Biegebalkens. Der bereits an die ortsfeste Elektrode angezogene Abschnitt des Biegebalkens wird separat beschrieben. Die Parameter  $a$  und  $c$  werden unabhängig voneinander variiert, um ein Energieminimum und damit den Ausgleich der mechanischen Biegeenergie und der potenziellen elektrostatischen Energie zu finden.

Die Biegeenergie  $E_{\text{Balken}}$  wird in zwei Abschnitten beschrieben. Bis zum Punkt  $a$  wird der Biegebalken als vollständig an die Isolationsschicht anliegend vorausgesetzt. Die hierfür aufgebrauchte mechanische Energie entspricht der für die Vorbiegung notwendigen Biegeenergie und berechnet sich aus der Integration der zweiten Ableitung von Gleichung (9) von der Einspannung bis Punkt  $a$ . Der zweite Abschnitt ist der freistehende Teil des Biegebalkens. Die mechanische Energie wird analog aus der Integration der zweiten Ableitung von Gleichung (11) zwischen Punkt  $a$  und dem Biegebalkenende  $L$  berechnet. Die potenzielle elektrostatische Energie  $E_{\text{elektrostatisch}}$  setzt sich ebenfalls aus zwei Abschnitten zusammen. Der erste Abschnitt ist die in einem Plattenkondensator gespeicherte Energie [96] bis Punkt  $a$ . Der zweite Abschnitt beschreibt die im elektrischen Feld zweier nicht-paralleler Elektroden gespeicherte

Energie von Punkt  $a$  bis zum Ende des freien Biegebalkens an Punkt  $L$  [120]. Die Gesamtenergie  $E_{Gesamt}$  setzt sich damit aus der Biegeenergie

$$E_{Balken} = \frac{1}{2} Ei \int_0^a \Delta''(x)^2 dx + \frac{1}{2} Ei \int_a^L \delta_a''(x)^2 dx \quad (12)$$

und der potenziellen elektrostatischen Energie

$$E_{elektrostatisch} = \frac{1}{2} \int_0^a \frac{\epsilon_r \epsilon_0 b U^2}{d} dx + \frac{1}{2} \int_a^L \frac{\epsilon_0 b U^2}{\frac{d}{\epsilon_r} + \Delta_a(x) - \delta_a(x)} dx \quad (13)$$

zusammen. Die Gleichung der potenziellen elektrostatischen Energie enthält die relative Permittivität  $\epsilon_r$ , die elektrische Feldkonstante  $\epsilon_0$ , die angelegte Steuerspannung  $U$  und die Dicke der Isolationsschicht  $d$ . Um die Auslenkung des freien Endes des Biegebalkens zu erhalten, wird  $\delta_a(x)$  an der Stelle  $\delta_a(L)$  mit den zum Energieminimum ermittelten Werten für die Parameter  $a$  und  $c$  berechnet. Anhand dieses analytischen Modells werden sowohl eine erste Abschätzung der Geometrien des Wanderkeilaktuators und der zu erwartenden mechanischen sowie elektrischen Spannungen als auch eine Validierung des später verwendeten numerischen Modells durchgeführt.

### 3.3 Numerisches Modell

Das analytische Modell unterliegt Voraussetzungen und Einschränkungen, welche die Anwendung der numerischen Methodik erforderlich machen. Im analytischen Modell wird nur der einachsige Spannungszustand des Biegebalkens berücksichtigt. Der real vorliegende mehrachsige Spannungszustand bedeutet eine Änderung der tatsächlichen Vorbiegung und der Biegebalkengeometrie. Dies resultiert in nicht vernachlässigbaren Abweichungen der mechanischen und elektrostatischen Kräfte, Gegenkräfte und Biegegegenstandsmomente. Des Weiteren wird im analytischen Modell an der Einspannung des Biegebalkens ein direkter Kontakt zwischen der beweglichen Elektrode und der Isolationsschicht angenommen. Auf dieser Basis ist das Modell mit zwei Abschnitten, dem bereits angezogenem und dem noch frei stehenden Biegebalken, ausreichend beschrieben. Tatsächlich wird ein Spalt zwischen der beweglichen Elektrode und der Isolationsschicht vorliegen, welcher durch eine fertigungsbedingt erforderliche Opferschicht entsteht. Diese wird entfernt und hinterlässt einen Spalt zwischen den Elektroden bzw. der Isolationsschicht und der beweglichen Elektrode. Um diesen Zustand analytisch abzubilden, müsste das Modell mit drei Abschnitten entlang der  $x$ -Achse beschrieben und mit einer entsprechend höheren Zahl unabhängiger Variablen gelöst werden. Der zusätzliche Abschnitt würde dabei den Übergang des Biegebalkens von der Einspannung auf die Isolationsoberfläche beschreiben. Zusätzlich berücksichtigt das analytische Modell nur

den einseitig eingespannten Wanderkeilaktuator. Ein solcher Wanderkeilaktuator wird in dieser Arbeit mit zwei weiteren Wanderkeilaktuatoren zu einem Aktuatorverbund erweitert und zur Erzeugung einer translatorischen Stellbewegung einer zentralen Funktionsplattform senkrecht zur Substratoberfläche verwendet. Die numerische Methodik bietet die notwendige Flexibilität, um die Einzelkomponenten und den gesamten Aktuatorverbund umfassend theoretisch zu beschreiben.

### 3.4 Validierung des numerischen Modells

Der Vergleich des numerischen mit dem analytischen Modell (Abschnitt 3.2) erfolgt auf Basis des in Abbildung 13 (Seite 30) dargestellten Wanderkeilaktuatoren. In der FEM-Software CoventorWare 2012.002 wird ein identisches Modell mit gleicher Geometrie und Randbedingungen (Tabelle 2) erstellt. Die verwendeten Eingangsparameter basieren auf den in Kapitel 1 beschriebenen Spezifikationen. Für einen ausreichenden potenziellen Stellweg der Wanderkeilaktuatoren werden die mechanischen Schichtspannungen derart gewählt, dass die resultierenden Vorauslenkungen einen Bereich von 100  $\mu\text{m}$  bis 350  $\mu\text{m}$  umfassen. An jedem Wanderkeilaktuator wird eine elektrische Spannung angelegt und in 5 V bzw. 10 V Schritten bis 100 V erhöht. Berechnet bzw. simuliert werden die elektrostatisch angeregten Auslenkungen.

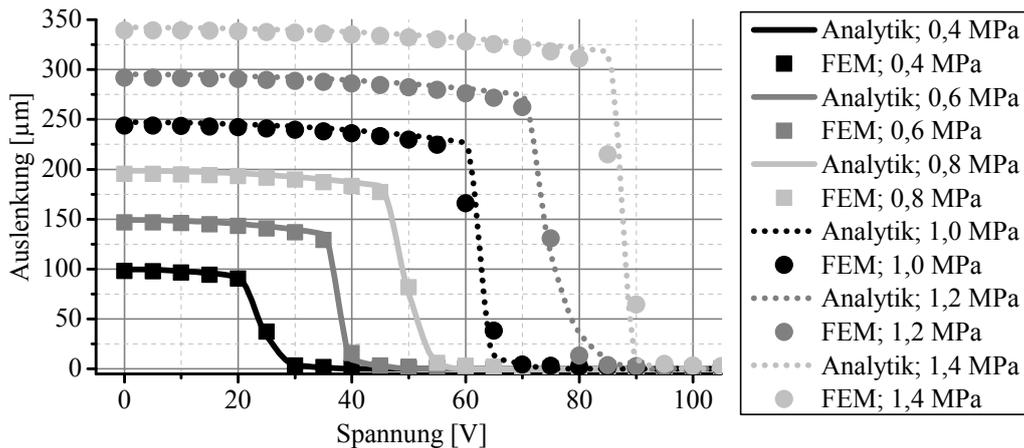
**Tabelle 2:** Aufgelistet sind die Parameter und Parametervariationen für die erste Abschätzung eines Wanderkeilaktuatoren ohne fertigungsbedingten Elektrodenspalt.

Formelz.	Beschreibung	Wert
$E$	Elastizitätsmodul von ORMOCOMP®	900 MPa (siehe Abschnitt 4.3)
$b$	Biegebalkenbreite	500 $\mu\text{m}$
$h$	Biegebalkendicke	40 $\mu\text{m}$
$L$	Biegebalken- bzw. Elektrodenlänge	3000 $\mu\text{m}$
$\sigma$	mechanische Schichtspannungen	0,4 MPa bis 1,4 MPa
$d$	Isolationsschichtdicke	2 $\mu\text{m}$
$\epsilon_r$	relative Permittivität des Isolators	1
$U$	Steuerspannung	0 V bis 100 V

In beiden Modellen wird die Auslenkung an der Spitze des Biegebalkens abhängig von der elektrischen Spannung ausgewertet. Die Ergebnisse des numerischen und des analytischen Modells werden in Abbildung 14 im direkten Vergleich dargestellt.

Aus diesen Ergebnissen wird ersichtlich, dass die lineare Erhöhung der mechanischen Schichtspannungen um 0,2 MPa ebenfalls eine lineare Erhöhung der Vorauslenkung  $\Delta$  an der

Biegebalkenspitze um fast 50  $\mu\text{m}$  bedeuten. Eine mechanische Schichtspannung von 0,4 MPa resultiert in einer Vorauslenkung von 100  $\mu\text{m}$ , diese erreicht bei 1,4 MPa fast 350  $\mu\text{m}$ . Der für elektrostatische Aktuatoren typisch nichtlineare Kraftanstieg resultiert auch beim Wanderkeilaktuator in einem deutlichen Pull-In-Effekt. Für die vorliegenden Bedingungen tritt dieser bei einem Zehntel der Vorauslenkung auf. Die hierfür notwendige Spannung steigt linear mit der Vorauslenkung an. Beginnend bei 35 V für den Pull-In bei einer Vorauslenkung von 100  $\mu\text{m}$  werden bei einer Vorauslenkung von 350  $\mu\text{m}$  bereits 95 V benötigt.



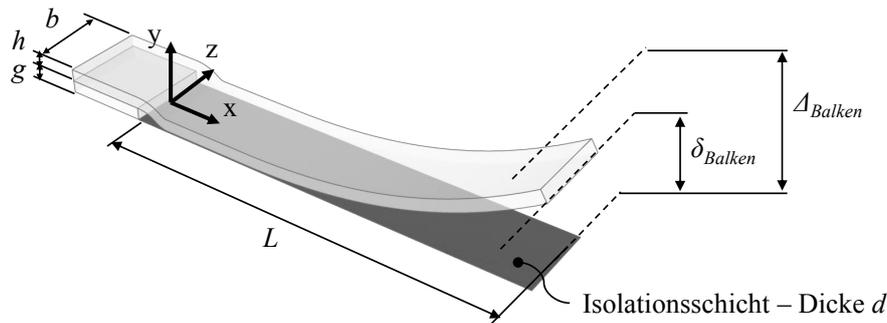
**Abbildung 14:** Im Diagramm werden die Ergebnisse der analytischen und numerischen Modelle mit den mechanischen Schichtspannungen als Kurvenparameter verglichen. Die mechanischen Schichtspannungen definieren den Radius und damit die Vorauslenkung des Wanderkeilaktuators.

Abbildung 14 zeigt die hohe Übereinstimmung der Ergebnisse für die spannungsabhängige Auslenkung des Wanderkeilaktuators im numerischen und analytischen Modell. Die qualitative und quantitative Übereinstimmung wird dabei über den kompletten Bereich der elektrischen und mechanischen Spannungen beibehalten. Kleinere Abweichungen treten bei der Berechnung der Vorauslenkungen auf. Für 0,4 MPa Vorspannung beträgt die Abweichung 2  $\mu\text{m}$ , für 1,4 MPa etwa 4  $\mu\text{m}$ . Die Abweichungen zwischen analytischer und numerischer Berechnung liegen unter 2 % und können auf die Annahme der geringen Deformationen im analytischen Modell zurückgeführt werden. Diese Annahme ist für Auslenkungen in Größenordnungen der Biegebalkendicke korrekt, kann aber bei größeren Auslenkungen zu Abweichungen führen [197]. Des Weiteren sind geringe Unterschiede beim Pull-In zu finden. Als Instabilität in der Auslenkung ist eine Beschreibung des exakten Pull-In-Verhaltens sowohl mit dem numerischen als auch mit dem analytischen Modell herausfordernd. Die Pull-In-Spannungen werden in beiden Modellen übereinstimmend an den gleichen Spannungen festgestellt.

Sowohl das numerische als auch das analytische Modell sind geeignet, den vereinfachten Wanderkeilaktuator zu beschreiben. Mit den gewählten Simulationsparametern bildet CoventorWare 2012.002 die analytischen Ergebnisse korrekt und vollständig im numerischen Modell ab und ist daher für die theoretische Auslegung des Aktuators ein geeignetes Werkzeug.

### 3.5 Gestaltungsrichtlinien eines Wanderkeilaktuators

Der einseitig eingespannte Wanderkeilaktuator mit vorgebogener und beweglicher Elektrode bildet den Ausgangspunkt und den Grundbaustein für den Aktuatorverbund mit Funktionsplattform. Ein umfassendes Verständnis dieses Aktuators ist für eine zielgerichtete Auslegung notwendig. In CoventorWare 2012.002 wird der in Abbildung 15 dargestellte Wanderkeilaktuator erzeugt.



**Abbildung 15:** Dargestellt ist der prinzipielle Aufbau des einfachen Wanderkeilaktuators. Zwischen beweglicher Elektrode und Isolationsschicht entsteht durch die Verwendung einer Opferschicht ein fertigungsbedingter Elektrodenspalt. Die Voruslenkung wird durch mechanische Schichtspannungen verursacht.

Dieses numerische Modell ist dem analytischen Modell aus Abschnitt 3.2 ähnlich. Unterschiede liegen in der Beachtung des fertigungsbedingten Elektrodenspalt (siehe Abschnitt 4.2) und der Berücksichtigung des realen 3-dimensionalen Spannungszustands im Biegebalken. Die Gestaltungsrichtlinien werden durch eine Variation unterschiedlicher geometrischer Größen und die Berechnung der zugehörigen Pull-In-Spannung ermittelt. Das Ziel ist eine möglichst geringe Pull-In-Spannung unter Beibehaltung eines möglichst großen Stellwegs. Zu beachten ist, dass der Pull-In-Effekt für den Aktuatorverbund grundsätzlich komplett vermieden werden soll. Bis zur Umsetzung dient die Pull-In-Spannung als Richtwert für die niedrigste Spannung, um die komplette Voruslenkung als Stellweg zu nutzen.

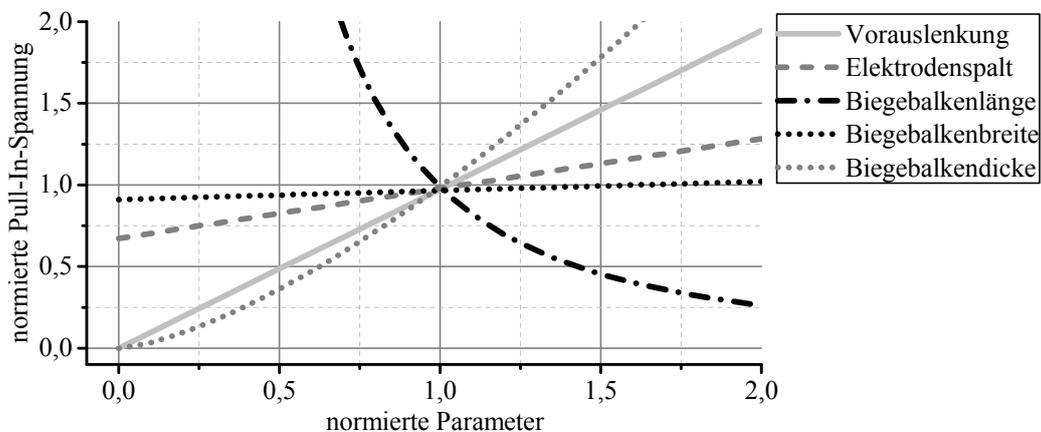
Die variierten Parameter mit den jeweiligen Bezugsgrößen sind in Tabelle 3 dargestellt. Die Bezugsgrößen der Parameter bleiben bei Variation eines anderen Parameters konstant. Jede Variation stellt somit die Änderung eines einzelnen isolierten Parameters dar. Es werden die Länge des Biegebalkens  $L$ , die Dicke  $h$ , die Breite  $b$ , die Voruslenkung  $\Delta$  und der Elektrodenspalt  $g$  variiert. Zu beachten ist, dass bei Variation der Länge  $L$  und Dicke  $h$  die mechanischen Schichtspannungen im Biegebalken angepasst werden, um die gleiche Voruslenkung  $\Delta$  und damit die Vergleichbarkeit durch nahezu identische Startbedingungen zu erhalten. Der hierfür notwendige Schichtspannungsbereich umfasst 0,37 MPa bis 7,67 MPa. Haben alle Eingangsparameter bei der Berechnung den Wert ihrer jeweiligen Bezugsgrößen aus Tabelle 3 ist die resultierende Pull-In-Spannung die Bezugsspannung von 95 V.

**Tabelle 3:** Aufgelistet sind die variierten Eingangsparameter zur Ableitung grundlegender Gestaltungsrichtlinien eines Wanderkeilaktuators.

Formelz.	Beschreibung	Einheit	Wert	Bezugswert
$\delta$	Vorauslenkung	$\mu\text{m}$	0 – 400	190
$b$	Biegebalkenbreite	$\mu\text{m}$	250 – 2000	1000
$L$	Biegebalkenlänge	$\mu\text{m}$	1000 – 5000	3000
$h$	Biegebalkendicke	$\mu\text{m}$	20 – 60	40
$g$	Elektrodenspalt	$\mu\text{m}$	0 – 9	5
$U$	elektrische Spannung	V	0 – 200	95

Die Ein- und Ausgabeparameter (gemeint sind die berechneten Pull-In-Spannungen) werden für die Auswertung auf die jeweiligen Bezugswerte normiert. Durch die Normierung der Ein- und Ausgabegrößen ist es möglich, den Einfluss der individuellen Parameter in Bezug zueinander zu setzen und zu wichten. Die Ergebnisse sind in Abbildung 16 dargestellt.

Die Auswertung des analytischen Modells (Abschnitt 3.4) zeigte eine lineare Abhängigkeit der Pull-In-Spannung von der Vorauslenkung und damit indirekt von den mechanischen Schichtspannungen. Diese Abhängigkeit wird mit den Ergebnissen des numerischen Modells bestätigt. Die Verdopplung der Vorauslenkung  $\Delta$  führt zur Verdopplung der Pull-In-Spannung  $U_{\text{Pull-In}}$ . Der Einfluss des Elektrodenspalts  $g$  auf die Pull-In-Spannung ist trotz der großen Variation um den Faktor 0 bis 2 ( $0 \mu\text{m}$  bis  $9 \mu\text{m}$ ) im Vergleich zum Einfluss der Vorauslenkung gering und hat für die Pull-In-Spannung eine nicht vernachlässigbare, aber untergeordnete Rolle. Die Variation des Elektrodenspalts um den Faktor 0 bis 2 bildet sich linear in der Änderung der Pull-In-Spannung um den Faktor von 0,7 bis 1,3 ab.



**Abbildung 16:** Dargestellt sind die normierten Pull-In-Spannungen in Abhängigkeit von den variierten, den Wanderkeilaktuator definierenden Parametern. Eingabe- sowie Ausgabegrößen sind für die Vergleichbarkeit auf die jeweiligen Bezugswerte normiert.

Die Geometrie des Biegebalkens verfügt über den größten Einfluss auf die erforderliche Pull-In-Spannung. Diese ist nahezu unabhängig von der Breite des Biegebalkens  $b$ . Die elektrostatische Anziehungskraft steigt linear mit der Fläche und wird durch den ebenfalls linearen Anstieg des Biege­widerstandsmoments fast vollständig ausgeglichen. Dennoch skaliert die Pull-In-Spannung gering mit der Breite. Dies wird mit der Querschnittsänderung und der resultierenden Erhöhung des Flächenträgheitsmoments sowie des erhöhten mittleren Abstands zwischen den Elektroden begründet. Der Einfluss der Breite des Biegebalkens kann im Vergleich zu den anderen Parametern vernachlässigt werden.

Wird die Biegebalkendicke  $h$  vergrößert, sind zum einen höhere mechanische Schichtspannungen für die gleiche Vorauslenkung notwendig und zum anderen deutlich höhere elektrische Spannungen für den Pull-In. Die Variation des zugehörigen Eingangsparameters um den Faktor 0,5 bis 1,5 (20  $\mu\text{m}$  bis 60  $\mu\text{m}$  Biegebalkendicke) verändert den Faktor der zugehörigen Pull-In-Spannung auf 0,42 bis 1,79 (40 V bis 170 V). Mit der Längenänderung ist ebenfalls eine Anpassung der mechanischen Schichtspannungen für die gleiche Vorauslenkung der Biegebalkenspitze erforderlich. Größere Biegebalkenlängen  $L$  benötigen geringere mechanische Schichtspannungen und umgekehrt. Die Pull-In-Spannung steigt reziprok proportional mit sinkender Biegebalkenlänge. Eine Reduktion dieser Länge auf das 0,75-fache des Bezugswerts (auf 2250  $\mu\text{m}$ ) bedeutet eine Erhöhung der Pull-In-Spannung auf den 1,75-fachen Wert der Bezugsspannung (auf 165 V). Eine höhere Biegebalkenlänge senkt die notwendige Pull-In-Spannung dementsprechend, wobei etwa ab dem 1,5-fachen Wert der Bezugslänge (4500  $\mu\text{m}$ ) der Kurvenverlauf abgeflacht ist und sich asymptotisch einer Pull-In-Spannung nahe Null nähert. Auch wenn eine höhere Biegebalkenlänge geeignet ist, die Pull-In-Spannung zu reduzieren, können bei bereits großen Biegebalkenlängen andere Parameter eine höhere Wirksamkeit erzielen. Die Biegebalkendicke  $h$  und die Biegebalkenlänge  $L$  sind damit die wichtigsten Parameter, um die Pull-In-Spannung zu reduzieren.

Die Vorauslenkung des Biegebalkens definiert den potenziellen Stellweg und darf den geforderten Wert daher nicht unterschreiten. Es wurde festgestellt, dass die Auslenkung deutlichen Einfluss auf die notwendige Steuerspannung hat. Die Vorauslenkung des Biegebalkens sollte daher nicht größer als notwendig sein, um die erforderliche Steuerspannung minimal zu halten. Aus dem gleichen Grund wird die zur Verfügung stehende Fläche des Aktuators für eine große Biegebalkenlänge der Wanderkeilaktuatoren genutzt. Für einen einfachen Wanderkeilaktuator sind der Elektrodenspalt und die Biegebalkendicke zwar nicht vernachlässigbar, aber von untergeordneter Bedeutung und werden in Hinblick auf die Fertigungsmöglichkeiten mit angemessenem Aufwand minimiert.

Aufgrund der vorgesehenen Konfiguration von drei Wanderkeilaktuatoren, welche über Festkörperfedern mit einer zentralen Funktionsplattform verbunden werden, sind die Einflüsse von Biegebalkendicke und -breite des einfachen Wanderkeilaktuators nicht direkt übertragbar. Die Breite des Wanderkeilaktuators hat nahezu keinen Einfluss auf die tatsächliche Auslenkung, allerdings ist die elektrostatische Anziehungskraft linear von der Breite abhängig [114] und erlaubt steifere Festkörperfedern und somit ein steiferes Gesamtsystem. Die Biegebalkendicke erhöht ebenfalls die Steifigkeit des Biegebalkens und der Festkörperfedern und damit des gesamten Aktuatorverbunds, gleichzeitig aber auch die notwendige Pull-In-Spannung. Zusätzlich bedeutet eine geringere Biegebalkendicke eine höhere Empfindlichkeit der Vorauslenkung gegenüber Schwankungen in den mechanischen Schichtspannungen. Die Biegebalkendicke muss daher unter Betrachtung des gesamten Aktuatorverbunds und den Fertigungsparametern festgelegt werden.

Aufgrund der Nichtlinearität des elektrostatischen Wirkprinzips gelten die ermittelten Abhängigkeiten für die betrachteten Größenbereiche und sind nur begrenzt bei einer Verschiebung der Parameterverhältnisse anwendbar. Auf Basis dieser Gestaltungsrichtlinien wird im nachfolgenden Abschnitt, ausgehend vom einfachen Wanderkeilaktor, der Aktuatorverbund ausgelegt.

### **3.6 Aktuatorentwurf mit Schwerpunkt Elektrostatik**

In diesem Abschnitt wird das elektrostatische Funktionsverhalten eines einfachen Wanderkeilaktuators simuliert und nachfolgend auf den vollständigen Aktuatorverbund mit Funktionsplattform übertragen und angepasst. Das theoretische Modell des einfachen Wanderkeilaktuators aus Abschnitt 3.5 dient als Ausgangspunkt. Mit den dort verwendeten Größen werden die Zielparameter von 100  $\mu\text{m}$  Auslenkung bei 100 V Steuerspannung theoretisch bereits erfüllt. In dieser Auslegung ist für 100  $\mu\text{m}$  Auslenkung eine Steuerspannung von nur 30 V notwendig. Der Wanderkeilaktor zeigt ebenfalls das für elektrostatische Aktuatoren typische Pull-In-Verhalten und die damit verbundene Hysterese beim Reduzieren der Steuerspannung. Grundsätzlich kann beim Auftreten des Pull-In-Effekts nur der stabile Auslenkungsbereich bis zum Eintreten des Pull-In-Effekts als Stellweg genutzt werden. Damit wird auf nahezu 90 % (Abbildung 14, Seite 35) des potenziellen Stellwegs verzichtet. Für 100  $\mu\text{m}$  stabilen Stellweg müsste die Vorauslenkung demnach etwa 1000  $\mu\text{m}$  betragen. Wird ein lineares Skalierungsverhalten angenommen, kann die hierfür benötigte Steuerspannung auf Basis der analytischen Ergebnisse aus Abschnitt 3.4 auf etwa 300 V geschätzt werden. Unabhängig von der tatsächlich benötigten Steuerspannung bedeutet ein Vermeiden des Pull-In-Bereichs allerdings auch eine deutliche Reduktion der Leistungsfähigkeit. In dem Fall wäre es erforderlich, die Wan-

derkeilaktuatoren in dem Bereich großer Abstände (und damit geringer Kräfte) zu betreiben. Um einen den Spezifikationen entsprechenden Aktuatorverbund zu entwerfen, ist es daher von großem Vorteil, den Pull-In-Effekt zu umgehen und die komplette Vorauslenkung als aktiven und stabilen Stellweg zu verwenden.

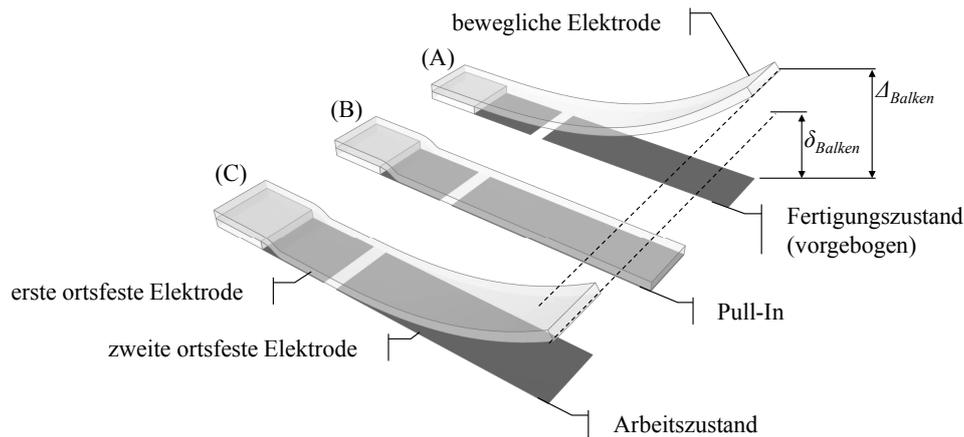
### 3.6.1 Vermeidung des Pull-In-Effekts

Bei dem Wanderkeilaktuator ist die Ursache für den Pull-In-Effekt grundsätzlich die gleiche wie beim Parallelplattenaktuator, jedoch stellen sich die Verhältnisse aufgrund der verschiedenen Elektrodenform und -anordnung anders dar. Es wird weiterhin der einseitige Wanderkeilaktuator mit fertigungsbedingtem Elektrodenspalt (Abbildung 15, Seite 36) betrachtet. Der Elektrodenabstand über den gesamten Wanderkeilaktuator lässt sich in zwei Komponenten mit unterschiedlichen Ursachen aufteilen: zum einen der fertigungsbedingte Elektrodenspalt  $g$  und zum anderen der über die Elektrodenlänge zunehmende Abstand  $\delta$ . Dieser setzt sich aus der fertigungsbedingten Vorbiegung  $\Delta_{Balken}$  sowie der aktuellen Auslenkung aufgrund elektrostatischer Anziehung  $\delta_{Balken}$  zusammen. Der Abstand zwischen den Elektroden und damit einhergehend die elektrostatische Anziehungskraft stellen eine von der Position auf der ortsfesten Elektrode abhängige Funktion dar. Der über die Elektrodenlänge zunehmende Abstand der Elektroden erlaubt die Anpassung der elektrostatischen Kraft abhängig von der tatsächlichen Auslenkung und der Position entlang der Elektrodenlänge.

Der fertigungsbedingte Elektrodenspalt erzeugt ein anteiliges Auslenkungsverhalten, das dem Verhalten eines Parallelplattenactuators entspricht und damit zwangsläufig zu einem Pull-In-Effekt führt. Die Realisierung einer Pull-In-freien Stellbewegung erfolgt durch die Anpassung der elektrostatischen Anziehungskräfte entlang der Elektrodenlänge. Hierfür muss zunächst der fertigungsbedingte Elektrodenspalt geschlossen und damit ein Zustand ähnlich eines idealen Wanderkeilactuators, siehe rechts in Abbildung 13 (Seite 30), geschaffen werden. Um den Elektrodenspalt zu schließen, wird die vom Abstand reziprok proportional abhängige Erzeugung der elektrostatischen Kraft, die für den Pull-In-Effekt und das Hystereseverhalten verantwortlich ist, zum Vorteil genutzt. Über die Teilung der ortsfesten Elektrode in eine vordere, kleinere Elektrode und eine hintere, größere Elektrode wird dieser ideale Zustand hergestellt. Das Auslenkungsverhalten des Wanderkeilactuators wird über die Formgebung der zweiten, größeren Elektrode linearisiert und der Pull-In-Effekt vermieden. Hierfür wird der positionsabhängige Elektrodenabstand genutzt, um die Erzeugung der elektrostatischen Anziehungskräfte der Auslenkung des Wanderkeilactuators anzupassen.

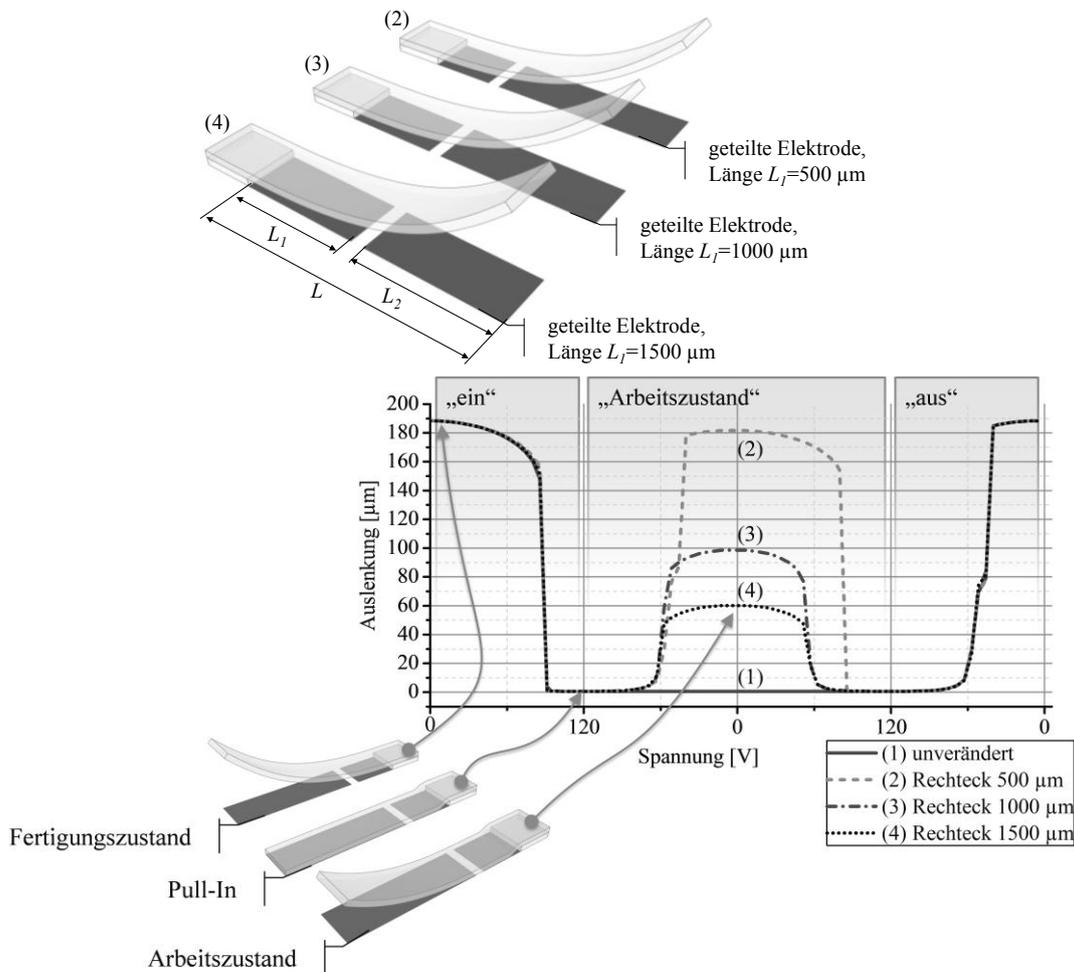
### 3.6.2 Segmentierung der ortsfesten Elektrode

Um eine auslenkungsabhängige Änderung elektrostatischer Anziehungskräfte erfolgreich zu realisieren, ist es notwendig, den fertigungsbedingten Elektrodenspalt  $g$  von  $5\ \mu\text{m}$  bis  $7\ \mu\text{m}$  zu schließen. Dieser Spalt ist auf eine Opferschicht zurückzuführen, die genutzt wird, um einen frei stehenden Biegebalken zu erzeugen (siehe Kapitel 4). Geschlossen wird dieser Spalt durch die Aufteilung der ortsfesten Elektrode in zwei individuell ansteuerbare Elektroden und der entsprechend angepassten Elektrodenansteuerung (Abbildung 17).



**Abbildung 17:** Zustand (A) stellt den durch mechanische Schichtspannungen vorgebogenen Biegebalken, den Fertigungszustand, dar. Zustand (B) zeigt den vollständig angezogenen Biegebalken durch Anlegen der entsprechenden Steuerspannung an beide Elektrodensegmente. Zustand (C) zeigt das Freigeben des vorderen Bereichs des Biegebalkens durch Reduktion der elektrischen Spannung an der zweiten ortsfesten Elektrode. An der ersten ortsfesten Elektrode liegt unverändert die Steuerspannung an und hält den hinteren Bereich des Wanderkeilaktuators an der kleinen ortsfesten Elektrode und schließt damit den Spalt. Die elektrostatischen Kräfte bei geringem Elektrodenabstand sind ausreichend, um den Biegebalken mit der kleinen Fläche der ersten ortsfesten Elektrode fixiert zu halten.

In CoventorWare 2012.002 wird ein numerisches Modell auf Basis der prinzipiellen Darstellung aus Abbildung 15 (Seite 36) erstellt und das Betriebsverhalten simuliert. Ausgewertet wird die Auslenkung der Biegebalkenspitze in Abhängigkeit von der angelegten elektrischen Spannung und im Vergleich mit dem Auslenkungsverhalten des ursprünglichen Wanderkeilaktuators mit durchgehender Elektrode. Die Ergebnisse sind in Abbildung 18 dargestellt. Es werden die Bezugsgrößen aus Tabelle 3 (Seite 37) für die Berechnung genutzt und eine elektrische Spannung bis  $120\ \text{V}$  wird angelegt. Abbildung 18 zeigt die verwendeten Elektrodenkonfigurationen und verdeutlicht die Auslenkung der Spitze des entsprechenden Wanderkeilaktuators in Abhängigkeit von der angelegten Steuerspannung. Kurve (1) im Diagramm repräsentiert die ungeteilte, rechteckige Elektrode. Ohne eine Aufteilung der ortsfesten Elektrode erfolgt bei einer elektrischen Spannung von  $96\ \text{V}$  und einer Vorauslenkung von  $188\ \mu\text{m}$  der Pull-In, die bewegliche Elektrode mit Biegebalken klappt auf die rechteckige ortsfeste Elektrode. Wird die Spannung reduziert, erfolgt der Lift-Off sobald die elektrische Spannung  $U_{\text{Lift-Off}}$  von  $60\ \text{V}$  unterschritten wird. Es ergibt sich eine Hysteresebreite  $U_{\text{Hysterese}}$  von  $36\ \text{V}$ .



**Abbildung 18:** Oben ist die Aufteilung der ortsfesten Elektrode mit Kennzeichnung der entsprechenden Größen dargestellt. Unten zeigt das Diagramm die resultierenden Auslenkungen der Aktuatoren mit den jeweiligen Elektrodenlängen. Die benannten Funktionsbereiche sind markiert. Unter dem Diagramm sind die Funktionszustände des Aktuators den jeweiligen Positionen im Diagramm zugeordnet.

Die ortsfeste Elektrode wird in zwei individuell ansteuerbare Elektroden geteilt, wobei die erste Elektrode die kleinere ist und die zweite Elektrode die größere (Kurven (2) bis (4) in Abbildung 18). Die erste Elektrode soll den Spalt zwischen den Elektroden schließen und geschlossen halten und somit den Arbeitszustand in Form eines idealen Wanderkeilaktuators ohne Elektrodenspalt mit Höhe  $g = 0$  herstellen. Dies wird durch ein angepasstes Ansteuerregime erreicht: Im Fertigungszustand werden beide Elektroden mit der gleichen elektrischen Spannung angesteuert, um den Elektrodenspalt mit einem Pull-In zu schließen. Dieser Vorgang wird als „Einschalten“ bezeichnet. Nach dem Pull-In wird die Steuerspannung ausschließlich an der zweiten Elektrode reduziert, an der ersten Elektrode liegt unverändert die volle Spannung an. In dem Bereich der zweiten Elektrode hebt sich der Wanderkeilaktuator nun von der ortsfesten Elektrode. Bei korrekter Auslegung der Elektroden ist die elektrostatische Anziehungskraft an der kleinen Elektrode ausreichend, um den Biegebalken im Bereich der kleinen Elektrode angezogen zu halten. Damit bleibt der Elektrodenspalt auch ohne eine elektrische Spannung an der zweiten Elektrode geschlossen. Dieser Zustand wird als „Ar-

beitszustand“ bezeichnet. Die zweite Elektrode kann unabhängig von der ersten mit unterschiedlichen elektrischen Spannungen angesteuert werden, um die spezifizierte Auslenkung des Wanderkeilaktuators zu realisieren. Das spannungslos Schalten beider Elektroden und der Rückgang in den Fertigungszustand ist das „Ausschalten“.

Ausgehend von der Gesamtlänge  $L$  mit  $3000\ \mu\text{m}$  wird das Teilungsverhältnis der ortsfesten Elektrode mit 1:5, 1:2 und 1:1 ausgelegt. Die variierte Länge  $L_1$  der vorderen, kleineren Elektrode beträgt somit  $500\ \mu\text{m}$ ,  $1000\ \mu\text{m}$  und  $1500\ \mu\text{m}$  – dargestellt durch die Kurven (2) bis (4) in Abbildung 18 – die Länge  $L_2$  der hinteren, größeren Elektrode beträgt dementsprechend  $2500\ \mu\text{m}$ ,  $2000\ \mu\text{m}$  und  $1500\ \mu\text{m}$ . Die Teilung ändert nicht die rechteckige Form und Fläche der ortsfesten Elektrode. Der Wanderkeilaktuator zeigt daher auch hier ein unverändertes Pull-In-Verhalten beim „Einschalten“, welches bei einer Vorauslenkung von  $188\ \mu\text{m}$  bei  $96\ \text{V}$  auftritt. Der Lift-Off des Wanderkeilaktuators im Bereich der zweiten Elektrode erfolgt beinahe unabhängig von der Elektrodenteilung, sobald die Steuerspannung von  $60\ \text{V}$  an der zweiten Elektrode unterschritten wird. In diesem Bereich hebt sich der Biegebalken von der ortsfesten Elektrode nach einer resultierenden Hysteresebreite von  $36\ \text{V}$  ab. Die elektrische Spannung an der zweiten ortsfesten Elektrode wird weiter bis auf  $0\ \text{V}$  reduziert. Im Bereich der ersten Elektrode ist der Biegebalken des Wanderkeilaktuators für die Längen von  $1000\ \mu\text{m}$  bis  $1500\ \mu\text{m}$  nach wie vor vollständig angezogen. Durch die Schließung des Elektrodenspalts und der somit verkürzten freien Länge des Biegebalkens wird die Vorauslenkung der Biegebalkenspitze im Arbeitszustand reduziert. Für das Elektrodenteilungsverhältnis von 1:2 bedeutet dies, trotz nicht-angeregter zweiten Elektrode, einen Rückgang der Auslenkung auf die Hälfte der ursprünglichen Vorauslenkung. Dieser Wert ist abhängig von der Vorauslenkung, der Länge der ersten sowie der zweiten Elektrode und der Höhe des zu schließenden Elektrodenspalts. Wird das Längenverhältnis der beiden Elektroden zugunsten der großen Elektrode verschoben, steht bei gleicher Gesamtlänge des Wanderkeilaktuators ein längerer freier Biegebalken und damit eine höhere Vorauslenkung im Arbeitszustand  $\Delta_{\text{Arbeit,Balken}}$  und ein höherer potenzieller Stellweg zur Verfügung. Die minimale Größe der ersten Elektrode, um mit der ortsfesten Elektrode den Elektrodenspalt geschlossen zu halten, wird von der Vorauslenkung und der Größe des zu schließenden Elektrodenspalts bestimmt. Werden diese beiden Parameter verringert, ist eine geringere elektrostatische Anziehungskraft notwendig, um den Elektrodenspalt geschlossen zu halten und die erste Elektrode kann kürzer dimensioniert werden. Mit einer verkürzten Länge von  $500\ \mu\text{m}$  ist die erzeugte elektrostatische Anziehungskraft an der ersten Elektrode nicht groß genug, um den Biegebalken an der ortsfesten Elektrode zu halten. Wird die elektrische Spannung an der zweiten Elektrode reduziert, er-

folgt der Lift-Off bei  $< 60$  V und die Auslenkung des Biegebalkens geht auf den Wert der Vorauslenkung im Fertigungszustand zurück. Wird die erste Elektrode mit  $1500 \mu\text{m}$  Länge ausgelegt (einem Verhältnis von 1:1 zur zweiten Elektrode), sinkt die Vorauslenkung im Arbeitszustand auf  $60 \mu\text{m}$  anstelle der  $100 \mu\text{m}$  bei einer Elektrodenlänge  $L_1$  von  $1000 \mu\text{m}$ .

Im Arbeitszustand, d. h. wenn der Biegebalken mit der ersten Elektrode unten gehalten wird, kann die zweite Elektrode genutzt werden, um die gewünschte Auslenkung zu realisieren. Im Beispiel mit zwei rechteckigen Elektroden führt dies zu einem zweiten Pull-In bei  $60$  V. Ursache hierfür sind sowohl die unverändert rechteckige zweite Elektrode als auch die veränderten Randbedingungen durch die Fixierung an der ersten Elektrode nach Herstellen des Arbeitszustands. Die geringere Vorauslenkung und der geschlossene Elektrodenspalt führen zu einer um  $36$  V niedrigeren Pull-In-Spannung. Werden beide Elektroden spannungslos geschaltet, geht der Biegebalken des Wanderkeilaktuators wieder in die ursprüngliche Ausgangsposition der fertigungsbedingten Vorauslenkung zurück.

Um den idealen Wanderkeilaktuator durch Herstellen des Arbeitszustands zu schaffen, wird die Länge der ersten Elektrode bei  $1000 \mu\text{m}$  eingeordnet. Eine kürzere erste Elektrode von  $500 \mu\text{m}$  Länge erzeugt eine unzureichende elektrostatische Anziehungskraft, um den Biegebalken angezogen zu halten. Eine größere erste Elektrode von  $1500 \mu\text{m}$  Länge beschränkt die zur Verfügung stehende Auslenkung um  $40\%$  im Vergleich zur Elektrodenlänge von  $1000 \mu\text{m}$ . Bemerkenswert ist, dass die von der kleinen Elektrode erzeugte elektrostatische Anziehungskraft nicht groß genug ist, um den Biegebalken des Wanderkeilaktuators herunterzuziehen, bei korrekter Auslegung der Elektroden allerdings ausreicht, um durch die reziprok proportional ansteigende Anziehungskraft bei Abstandsverringering der Elektroden den Biegebalken nach dem Pull-In an der ortsfesten Elektrode angezogen zu halten.

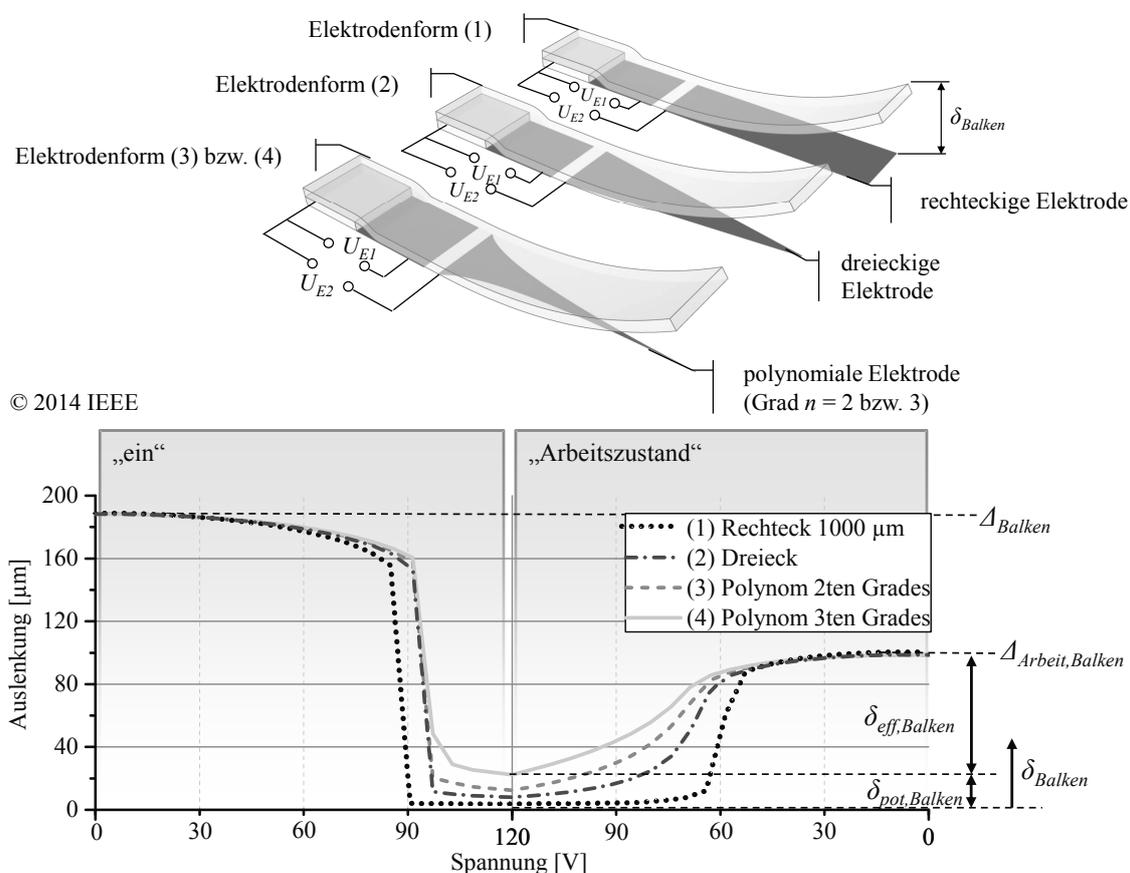
Durch das erfolgreiche Schließen des Elektrodenspalts und damit das Herstellen eines idealen Wanderkeilaktuators im sogenannten Arbeitszustand sind die Voraussetzungen für die Anpassung der zweiten Elektrodengeometrie für ein stabiles Auslenkungsverhalten erfüllt.

### **3.6.3 Elektrodendesign zur ausgleichenden Kraftbilanzierung**

Eine zunehmende Auslenkung der Biegebalkenspitze führt zu einer größeren Berührungsfläche entlang der Elektrodenlänge. Eine Änderung der Elektrodenbreite entlang der Elektrodenlänge bedeutet somit gleichzeitig eine Änderung der Elektrodenbreite abhängig von der Auslenkung. Durch Änderung der aktiven Elektrodenfläche ist eine Anpassung der erzeugten elektrostatischen Kraft möglich. Wird der Biegebalken unverändert beibehalten, bleibt die mechanische Gegenkraft ebenfalls unverändert. Damit kann das Kräfteverhältnis zwischen

elektrostatischer Anziehungskraft und mechanischer Gegenkraft auslenkungsabhängig eingestellt werden. Durch die Verringerung der Elektrodenfläche wird dem reziprok proportionalen Anstieg der elektrostatischen Kraft entgegengewirkt und der mechanischen Gegenkraft angeglichen, um an jeder Position der Auslenkung ein stabiles Gleichgewicht der Kräfte zu erreichen. Die elektrostatische Kraft soll zu keinem Zeitpunkt die mechanische Gegenkraft übersteigen und der Pull-In-Effekt damit nicht eintreten.

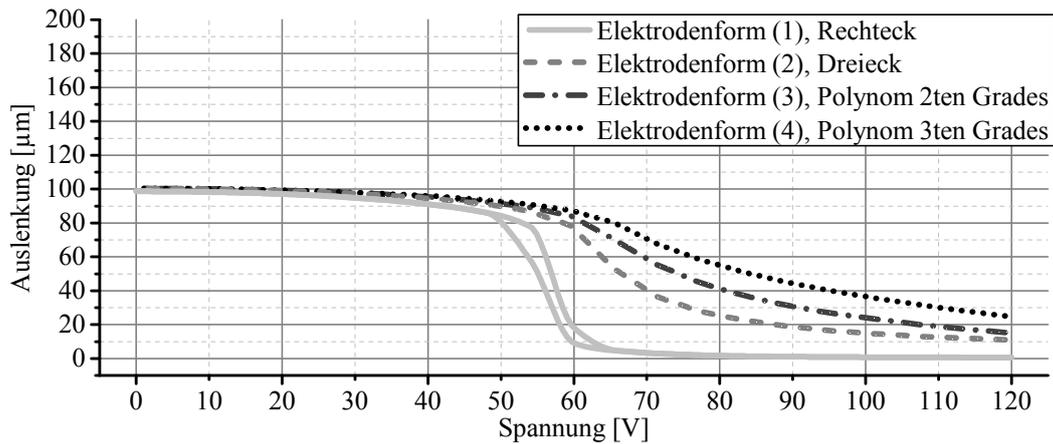
Die Auslegung der Elektrodenform erfolgt in einem iterativen Prozess. Die erzeugte elektrostatische Kraft ist maßgeblich vom Abstand der Elektroden abhängig. Eine Verringerung der Elektrodenbreite entlang der Elektrodenlänge wird auch eine verringerte Auslenkung des Wanderkeilaktuators nach sich ziehen und rekursiv eine Änderung des Verlaufs der Elektrodenbreite entlang der Elektrodenlänge bedeuten. Eine analytische Modellierung würde eine ähnliche Herangehensweise wie in Abschnitt 3.2 erfordern. Die Gründe, eine numerische Berechnung einer analytischen Lösung vorzuziehen, sind auch hier unverändert und wurden in Abschnitt 3.3 dargelegt. Die Auslegung der zweiten Elektrodenform geschieht daher auf Basis eines numerischen Modells. Von drei geometrischen Formen ausgehend, werden die Spannungs-Auslenkungskurven den Anforderungen entsprechend iterativ angepasst.



**Abbildung 19:** Oben sind die Elektrodenformen dargestellt, die als Grundlage für das numerische Modell verwendet werden. Bildquelle: [198]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE. Darunter zeigt das Diagramm die jeweiligen Auslenkungskurven zum Herstellen des Arbeitszustands, aufgetragen über die angelegte Steuerspannung.

Die Geometrie der ersten Elektrode wurde in Abschnitt 3.6.2 ausgelegt. Das Ergebnis ist eine 1000  $\mu\text{m}$  lange erste Elektrode, um im Arbeitszustand einen idealen Wanderkeilaktuator herzustellen. Für die zweite Elektrode steht eine Länge von 2000  $\mu\text{m}$  zur Verfügung. Diese wird mit unterschiedlichen Verläufen entlang der Elektrodenlänge gestaltet, dargestellt sind diese in Abbildung 19 (oben). Die erste Verlaufsform, Elektrodenform (1), entspricht dem bereits gezeigten Rechteck und dient dem Vergleich. Elektrodenform (2) ist über eine lineare Reduzierung der Elektrodenbreite  $b$  beschrieben. Diese läuft von einer Anfangsbreite von 1000  $\mu\text{m}$  zu einer Spitze mit der Breite  $b_{\text{Spitze}}$  von 0  $\mu\text{m}$  am Ende der Elektrodenlänge zusammen. Elektrodenformen (3) und (4) sind über ein Polynom nach Referenzen [106, 120] definiert und laufen ebenfalls zu einer Breite von 0  $\mu\text{m}$  zusammen. Die Elektrodenform (3) folgt einem polynomialen Verlauf zweiten Grades und Form (4) einem Verlauf dritten Grades. Es wird die spannungsabhängige Auslenkung  $\delta_{\text{Balken}}$  ausgewertet und in Abbildung 19 dargestellt.

Der Einschaltvorgang ist für alle Elektrodenformen der ursprünglichen rechteckigen Grundform sehr ähnlich. Aufgrund der verringerten Gesamtfläche wird eine geringere elektrostatische Kraft erzeugt. Der Pull-In-Effekt erfolgt somit für die Wanderkeilaktuatoren mit einer sich verjüngenden Elektrode bei 102 V statt 96 V. Die volle Auslenkung wird selbst bei 120 V aufgrund der spitz zulaufenden Elektrodenformen nicht erreicht. Hier reicht die geringe Anziehungskraft durch die geringe Überdeckungsfläche der Elektroden an der Spitze des Biegebalkens nicht aus, um den Wanderkeilaktuator vollständig an die ortsfeste Elektrode zu ziehen. Es verbleibt eine Restauslenkung, die nicht für eine Stellbewegung im Arbeitszustand zur Verfügung steht. Diese Restauslenkung beträgt für die rechteckige Elektrodenform (1) 0  $\mu\text{m}$ , für die linear zulaufende Elektrodenform (2) 8  $\mu\text{m}$  und 13 bzw. 22  $\mu\text{m}$  für die polynomial verlaufenden Elektrodenformen (3) und (4). Wird die Spannung an der zweiten Elektrode auf 0 V reduziert, geht das freie Ende des Biegebalkens für alle Elektrodenformen auf die Vorauslenkung des Arbeitszustands mit einer Auslenkung von 100  $\mu\text{m}$  zurück. Die nutzbare Auslenkung im Arbeitszustand muss als Differenz der höchsten und niedrigsten Auslenkung berechnet werden, um die bei maximaler Steuerspannung verbleibende Auslenkung zur Referenzebene durch die Elektrodenform im potenziellen Stellweg zu berücksichtigen. Für die unterschiedlichen Elektrodenformen ergibt sich damit im Arbeitszustand ein effektiv erreichbarer Stellweg von 100  $\mu\text{m}$  für die rechteckige Elektrodenform (1), 92  $\mu\text{m}$  für Elektrodenform (2) sowie 87  $\mu\text{m}$  und 78  $\mu\text{m}$  für Elektrodenformen (3) und (4). Mit dem eingestellten Arbeitszustand kann nun die zweite Elektrode genutzt werden, um ein stabiles Auslenkungsverhalten umzusetzen. Die Auswirkungen der unterschiedlichen Elektrodenformen auf das Auslenkungsverhalten der Wanderkeilaktuatoren im Arbeitszustand sind in Abbildung 20 dargestellt.



**Abbildung 20:** Dargestellt sind die theoretischen Ergebnisse des numerischen Modells für die Auslenkung der einseitig eingespannten Wanderkeilaktuatoren. Variiert wird die Form der zweiten Elektrode, um den Pull-In-Effekt zu vermeiden. Dargestellt sind die Auslenkungskurven im Arbeitszustand für die vier Elektrodenformen mit einer Länge der ersten Elektrode von  $1000 \mu\text{m}$ .

Abbildung 20 stellt die Auslenkungen der Biegebalkenspitzen im Arbeitszustand durch Anregung der zweiten Elektrodenflächen dar. Die Elektrodenlänge der ersten Elektroden beträgt  $1000 \mu\text{m}$ . Berechnet werden die rechteckige (1) und linear verjüngende (2) Elektrodenform sowie ein Formverlauf der einem Polynom zweiten (3) bzw. dritten (4) Grades folgt.

Die drei angepassten Elektrodenformen zeigen signifikante Auswirkungen auf das Funktionsverhalten. Ein lineares und Pull-In-freies Auslenkungsverhalten ist schon bei der dreieckigen Elektrodenkonfiguration (2) erkennbar. Wird ein Polynom zur Beschreibung der Elektrodenform genutzt, wird mit zunehmendem Grad des Polynoms eine zunehmende Linearisierung des Auslenkungsverhaltens festgestellt. Die Auslenkungskurve wird flacher und eine immer höhere Steuerspannung ist für die gleiche Auslenkung notwendig. Elektrodenform (4) erreicht die höchste Auslenkung von  $78 \mu\text{m}$  bei einer Spannung von  $120 \text{ V}$ . Demgegenüber erreicht Elektrodenform (3) die gleiche Auslenkung bereits bei  $100 \text{ V}$  und Elektrodenform (2) bereits bei  $82 \text{ V}$ . Die geringste Steuerspannung benötigt die rechteckige Elektrodenform (1) mit einem Wert von  $60 \text{ V}$ . Eine Anpassung der Auslenkungskurve sollte daher in Hinblick auf eine geringe Steuerspannung so steil wie möglich vorgesehen werden. Deutlich zu sehen ist die verbleibende potenzielle Auslenkung bei  $120 \text{ V}$ , welche die effektiv zur Verfügung stehende Auslenkung im Arbeitszustand begrenzt und eine Folge der spitz zulaufenden Elektrodenform darstellt. Es fällt auf, dass durch Schließen des Elektrodenspalts keine Hysterese im Auslenkungsverhalten auftritt.

Zusammenfassend wird festgehalten, dass durch die Segmentierung der Elektroden zur Realisierung eines idealen Wanderkeilaktuators und der Anpassung der zweiten Elektrodenform die Vermeidung des Pull-In-Effekts erreicht wird. Das stabile Auslenkungsverhalten wird mit allen drei Elektrodenform (2 bis 4) erfüllt. Bei einem Polynom des Grades 2 oder 3

wird die Auslenkungskurve zwar stärker linearisiert, gleichzeitig jedoch die notwendige Steuerspannung für die volle Auslenkung erhöht. Eine lineare Verringerung der Elektrodenbreite entlang der Elektrodenlänge ist für das Pull-In-freie Stellverhalten bereits ausreichend und zeigt die geringste notwendige Steuerspannung. Elektrodenform (2) wird daher als Grundlage für die weitere Auslegung und Optimierung der zweiten Elektrode genutzt. Der vorgesehene Aktuatorverbund hat andere Einspann- und Randbedingungen als der einseitig eingespannte Wanderkeilaktuator. Die detaillierte Auslegung der Elektrodenformen und der Wanderkeilaktuatoren erfolgt anhand des vollständigen Aktuatorverbunds mit Funktionsplattform unter Berücksichtigung der mechanischen Komponenten. Die Ergebnisse dieses Abschnitts werden mit den Ergebnissen aus Abschnitt 3.8 in Abschnitt 3.9 zu einem Aktuatorverbund vereinigt und den veränderten Randbedingungen entsprechend aufeinander abgestimmt.

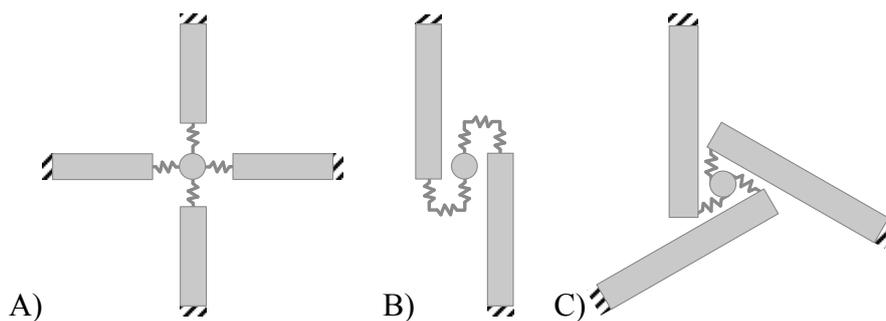
### **3.7 Aktuatorentwurf mit Schwerpunkt Mechanik**

In Abschnitt 3.5 wurden die wichtigsten Größen und Parameter für die Auslenkung und Pull-In-Spannung eines einfachen Wanderkeilaktuators herausgearbeitet. Auf diesen Ergebnissen aufbauend, wird ein Aktuatorverbund mit zentraler Funktionsplattform entwickelt. Zusätzlich zu den ermittelten Tendenzen ist bei der Auslegung des gesamten Systems die Verbindung der einseitig eingespannten Wanderkeilaktuatoren über Festkörperfedern mit der Funktionsplattform zu berücksichtigen. Aus dem noch verhältnismäßig simplen Wanderkeilaktuator wird somit ein komplexes System mit zwei- bzw. mehrseitig eingespannten Wanderkeilaktuatoren. Schwerpunkte dieses Abschnitts sind die Auslegung der Positionen, Ausrichtungen und Fixierungen der einzelnen Wanderkeilaktuatoren im Aktuatorverbund.

Bis einschließlich Abschnitt 3.6 wurde die Auslenkung an der Spitze des Biegebalkens einfacher Wanderkeilaktuatoren betrachtet. Der in den Spezifikationen geforderte Stellweg von  $\geq 100 \mu\text{m}$  bezieht sich jedoch auf die Auslenkung der zentralen Funktionsplattform. Für den Aktuatorverbund sind daher folgende Aspekte vorrangig zu beachten: eine große Länge und eine geringe Vorauslenkung der einzelnen Wanderkeilaktuatoren, um die erforderliche Steuerspannung zu minimieren. Der potenziell zur Verfügung stehende Stellweg ist direkt von der Vorauslenkung der Funktionsplattform abhängig und darf den minimal geforderten Stellweg nicht unterschreiten. Der Verlust an potenziellem Stellweg durch Herstellen des Arbeitszustands (Abschnitt 3.6.3) muss ebenfalls berücksichtigt werden. Für eine hohe Leistungsfähigkeit des Verbunds, meint einen großen Hub pro Spannung, sollte die Funktionsplattform die höchste Auslenkung im System aufweisen. Dies wird erreicht, indem das System derart ausgelegt wird, dass die Festkörperfedern zwischen den Wanderkeilaktuatoren und der Funktionsplattform auch als Verlängerung bzw. Hebel wirken und die Vorauslenkung der Wander-

keilaktuatoren fortsetzen. Damit kann der potenzielle Stellweg der Funktionsplattform vergrößert werden, ohne die Steuerspannung des Wanderkeilaktuators durch eine größere Vorauslenkung zu erhöhen. Als Bewertungsmaßstab wird die Vorauslenkung der Funktionsplattform zur Vorauslenkung der Wanderkeilaktuatoren in Relation gesetzt.

Die Vorauslenkung ist das Resultat mechanischer Schichtspannungen, die während der Fertigung im UV-härtbaren Polymer entstehen (siehe Kapitel 4). Der komplette Aktuatorverbund wird gleichmäßig diesen Spannungen ausgesetzt und muss auch unter dieser Prämisse ausgelegt werden. Es werden drei Varianten untersucht (Abbildung 21) und mit identischen mechanischen Schichtspannungen belastet. Die Vorauslenkungen der Funktionsplattformen  $\Delta_{\text{Plattform}}$  werden im Verhältnis zu den Vorauslenkungen der einzelnen Wanderkeilaktuatoren  $\Delta_{\text{Balken}}$  sowie in Hinblick auf die Länge der jeweiligen Wanderkeilaktuatoren ausgewertet. Die Variante mit dem höchsten Verhältnis der Vorauslenkung der Funktionsplattform zur Vorauslenkung der Wanderkeilaktuatoren wird in den nachfolgenden Abschnitten als Grundlage für den gesamten Aktuatorverbund weiterentwickelt und optimiert.



**Abbildung 21:** Dargestellt sind drei prinzipielle Auslegungsformen des Aktuatorverbunds. Variante A mit einfachen Wanderkeilaktuatoren, die gerade auf die Funktionsplattform zulaufen und außen fixiert sind. Variante B mit zwei einseitig eingespannten Wanderkeilaktuatoren, die seitlich an der Funktionsplattform vorbeilaufen, um die Länge der Aktuatoren zu maximieren. Variante C mit drei radial angeordneten Wanderkeilaktuatoren, die seitlich an der Funktionsplattform vorbeilaufen und ebenfalls auf maximale Länge ausgelegt sind.

Durch die Verlängerung der Wanderkeilaktuatoren über Festkörperfedern und der gleichzeitigen Nutzung des Hebeleffekts soll die Funktionsplattform den höchsten Punkt des Aktuatorverbunds mit niedriger vorausgelenkten Wanderkeilaktuatoren bilden. Damit sollen geringere Steuerspannungen bei gleichzeitig großem Stellweg der Funktionsplattform erreicht werden. Variante A) hat verhältnismäßig kurze Wanderkeilaktuatoren. Variante B) ist auf eine große Länge der Aktuatoren ausgelegt, um die Steuerspannung zu reduzieren. Variante C) ist eine Kombination aus den Varianten A) und B). Mit drei seitlich angreifenden Wanderkeilaktuatoren ist das Ziel, die Länge der Aktuatoren zu maximieren und durch die 120° verdrehte Anordnung eine stabile Positionierung zu erreichen. Die Ergebnisse der numerischen Berechnung für die Vorauslenkung, hervorgerufen durch mechanische Schichtspannungen von 1 MPa im gesamten Aktuatorverbund, sind in Tabelle 4 zusammengefasst.

Variante A) verdeutlicht das Konzept: Die Funktionsplattform ist mit 122  $\mu\text{m}$  der höchste Punkt im Aktuatorverbund. Mit nur 85  $\mu\text{m}$  Vorauslenkung der Wanderkeilaktuatoren ergibt sich ein Verhältnis von 1,44. Die Varianten B) und C) weisen mit 131  $\mu\text{m}$  bzw. 138  $\mu\text{m}$  eine fast identische Vorauslenkung der Funktionsplattformen auf. Mit der Vorauslenkung der Wanderkeilaktuatoren von 152  $\mu\text{m}$  und 139  $\mu\text{m}$  zeigt Variante C) ein günstigeres Vorauslenkungsverhältnis von 0,99 statt 0,86.

**Tabelle 4: Auflistung der numerisch berechneten Vorauslenkungen der drei Varianten. Aufgeführt sind die Vorauslenkungen der Funktionsplattformen und der jeweiligen Wanderkeilaktuatoren sowie die zugehörigen Auslenkungsverhältnisse und Elektrodenlängen.**

Bezeichnung	Auslenkung Funktionsplattform	Auslenkung Wanderkeil	Auslenkungsverhältnis Plattform zu Wanderkeil	Länge Wanderkeilaktuator
Einheiten	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	-	$\mu\text{m}$
A)	122	85	1,44	1800
B)	131	152	0,86	3000
C)	138	139	0,99	3000

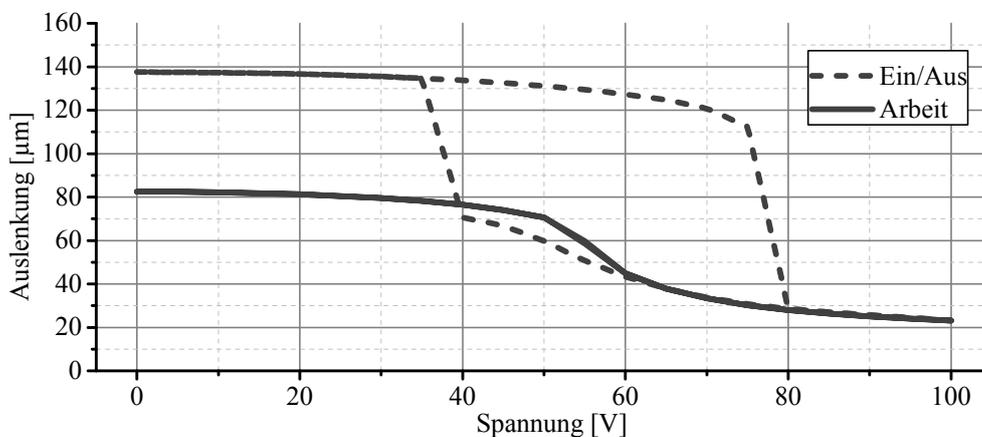
Herausgearbeitet wurde bereits, dass die Länge der Wanderkeilaktuatoren eine höhere Priorität als die anderen Parameter zeigt, um die Steuerspannungen zu reduzieren. Die Vorauslenkung geht linear in die notwendige Steuerspannung ein. Variante A) zeigt ein um den Faktor 1,44 höheres Auslenkungsverhältnis, dem Variante C) mit der 1,66-fachen Elektrodenlänge gegenübersteht. Neben der stabilen Positionierung der Funktionsplattform durch drei Wanderkeilaktuatoren vereint Variante C) eine große Elektrodenlänge sowie ein geeignetes Verhältnis von Vorauslenkung der Funktionsplattform zur Vorauslenkung der Wanderkeilaktuatoren und wird als Basisanordnung des Aktuatorverbunds für die weitere Entwicklung ausgewählt. Durch das Verhältnis sowie aufgrund der großen Länge der Biegebalken sind die erarbeiteten Gestaltungsrichtlinien aus Abschnitt 3.5 für eine geringe Steuerspannung bei einem großen potenziellen Stellweg erfüllt.

### 3.8 Aktuatorverbund

Die Funktionsweise des Aktuatorverbunds ist in mehreren Stufen aufgebaut. Zunächst erfolgt die identische Ansteuerung der beiden ortsfesten Elektroden, um die Wanderkeilaktuatoren in einem Pull-In vollständig an die ortsfeste Elektrode anzuziehen. Nun wird die Steuerspannung ausschließlich an der zweiten Elektrode reduziert, um den Biegebalken von der zweiten Elektrode abzuheben. An der ersten Elektrode liegt der Biegebalken nach wie vor an und schließt damit den Elektrodenspalt. Damit ist der Arbeitszustand in Form eines idealen

Wanderkeilaktuators hergestellt und die zweite Elektrode kann angesteuert werden, um die zentrale Funktionsplattform mithilfe der verjüngten zweiten Elektrode stabil zu verstellen.

Die getrennt betrachteten und ausgearbeiteten Schwerpunkte der elektrostatischen Aktuatorik und des mechanischen Entwurfs werden in diesem Abschnitt zu einem Aktuatorverbund zusammengeführt. Es wird die mechanische Struktur der drei radial angeordneten Wanderkeilaktuatoren aus Abschnitt 3.7 mit der herausgearbeiteten segmentierten, dreieckigen Elektrodenform aus Abschnitt 3.6.3 kombiniert und die Auslenkung der Funktionsplattform für den Ein- und Ausschaltvorgang sowie den Arbeitszustand berechnet. Das Ergebnis ist in Abbildung 22 dargestellt. Der Spezifikation entsprechend, wird die Steuerspannung auf 100 V begrenzt.



**Abbildung 22:** Dargestellt ist die Auslenkung der Funktionsplattform im bislang ausgearbeiteten Aktuatorverbund. Gezeigt werden der Ein- und Ausschaltvorgang sowie das Auslenkungsverhalten im Arbeitszustand. Die maximale angelegte Spannung beträgt 100 V.

Mit unveränderten mechanischen Schichtspannungen wird die Vorauslenkung der Funktionsplattform im Fertigungszustand durch die Verbindung der einzelnen Wanderkeilaktuatoren mit der zentralen Funktionsplattform auf 137 µm reduziert. Gleichzeitig sinkt die für den Pull-In notwendige Steuerspannung im Einschaltvorgang von 96 V auf 80 V. Es verbleibt ein ungenutzter Stellweg von 23 µm bei 100 V. Wird die elektrische Spannung an den zweiten ortsfesten Elektroden abgeschaltet, zeigt sich, dass die ersten Elektroden ausreichend sind, um die Wanderkeilaktuatoren angezogen zu halten und den Arbeitszustand beizubehalten. Zusätzlich geht die Auslenkung der Funktionsplattform auf 80 µm zurück. Mit der verbleibenden Auslenkung bei 100 V bedeutet dies einen potenziellen Stellweg von 57 µm. Das Pull-In-freie Stellverhalten bleibt in dieser Konfiguration erhalten.

Im Nachfolgenden werden die Einspannbedingungen sowie die Elektrodenform des Aktuatorverbunds angepasst und optimiert, um die Spezifikationen der Auslenkung und Steuerspannung zu erfüllen. Daraus werden Anforderungen an die Technologie abgeleitet.

### 3.9 Optimierung des Aktuatorverbunds

In diesem Abschnitt werden die einzelnen Komponenten als Teil des Aktuatorverbunds optimiert, um die Spezifikationen des Stellwegs der Funktionsplattform von 100 µm bei einer Steuerspannung von maximal 100 V zu erfüllen. Die Vorauslenkung der Funktionsplattform wird von der Geometrie und den Einspannbedingungen der Biegebalken bestimmt. Die mechanische Auslegung des Aktuatorverbunds wird mit der Variantenbetrachtung der Einspannbedingungen abgeschlossen. Auch hier wird die Vorauslenkung der Funktionsplattform zur Vorauslenkung der Wanderkeilaktuatoren in Relation gesetzt, um das optimale Verhältnis zu ermitteln. Die betrachteten Varianten der Fixierungen (F.1 bis F.8) sind in Abbildung 23 und die jeweiligen Ergebnisse in Tabelle 5 dargestellt.

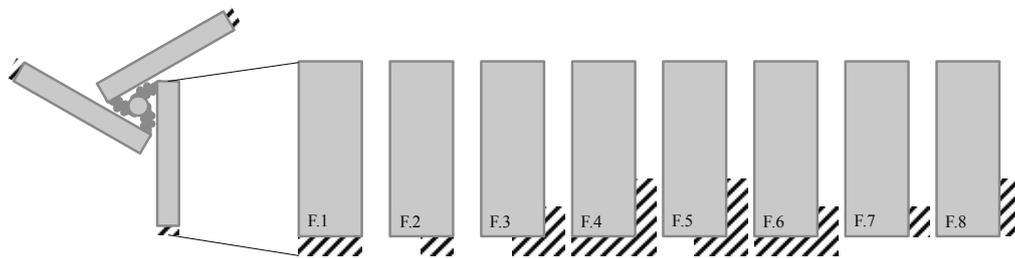


Abbildung 23: Dargestellt sind die Variationen der Einspannung, beispielhaft am Ende eines einzelnen Wanderkeilaktuators. Die Länge der Einspannungen an den Kanten beträgt 500 µm bzw. 1000 µm.

Trotz der relativ geringen Variationen in der Länge und Position der Einspannung sind die Auswirkungen auf die Vorauslenkung der Funktionsplattform und Wanderkeilaktuatoren deutlich. Das Auslenkungsverhältnis variiert von 0,9 bis 1,2 und die absolute Vorauslenkung der Funktionsplattform von 117 µm bis 139 µm, siehe Tabelle 5.

Tabelle 5: Aufgelistet sind die Ergebnisse der numerischen Berechnungen für die resultierenden Vorauslenkungen unterschiedlicher Einspannbedingungen. Ausgewertet werden die Vorauslenkungen der Funktionsplattformen und der Wanderkeilaktuatoren im Fertigungszustand sowie die effektiven Vorauslenkungen der Funktionsplattformen im Arbeitszustand.

Beschreibung	Vorauslenkung Funktionsplattform	Vorauslenkung Wanderkeil	Vorauslenkungsverhältnis	Effektive Vorauslenkung im Arbeitszustand
Einheiten	µm	µm	-	µm
F.1	138	153	0,90	84
F.2	139	144	0,97	85
F.3	136	129	1,05	81
F.4	118	104	1,13	81
F.5	122	105	1,16	83
F.6	133	134	0,99	80
F.7	133	121	1,10	81
F.8	120	102	1,18	83

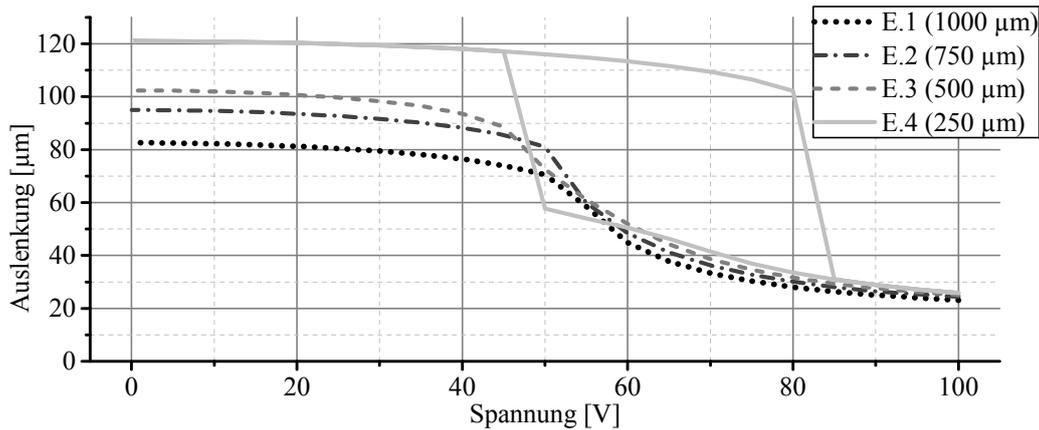
Die Position der Funktionsplattform liegt nicht auf einer linearen Verlängerung des Wanderkeilaktuators. Die Einspannung ausschließlich am Ende des Biegebalkens ist daher nicht vorteilhaft und resultiert in einem geringen Verhältnis von 0,90 und 0,97 der Vorauslenkung der Funktionsplattform zur Vorauslenkung des Wanderkeilaktuators für die Varianten F.1 und F.2. Eine Einspannung des Biegebalkens entlang der rechten Kante unterstützt die durch mechanische Schichtspannungen hervorgerufene Vorauslenkung in Richtung der Funktionsplattform und führt zu einem Verhältnis von 1,10 und 1,12 für Varianten F.7 und F.8. Ein höheres Auslenkungsverhältnis von 1,13 und 1,16 weisen Varianten F.4 und F.5 auf. Trotz der etwas geringeren absoluten Vorauslenkung der Funktionsplattformen von 118  $\mu\text{m}$  bzw. 122  $\mu\text{m}$  ist die effektiv zur Verfügung stehende Vorauslenkung im Arbeitszustand nur 1  $\mu\text{m}$  bis 2  $\mu\text{m}$  geringer als der absolute Höchstwert von 85  $\mu\text{m}$  bei Variante F.2. Variante F.5 vereint damit ein gutes Verhältnis der Vorauslenkungen von 1,16 (Höchstwert ist 1,18 bei F.8), eine geringe Vorauslenkung des Wanderkeilaktuators von 105  $\mu\text{m}$  (gegenüber 104  $\mu\text{m}$  bei Variante F.4 und 102  $\mu\text{m}$  bei F.8) mit einem großen effektiven Stellweg im Arbeitszustand von 83  $\mu\text{m}$  (Höchstwert ist 85  $\mu\text{m}$  bei Variante F.2). Um das Herstellen des Arbeitszustands mittels der vorderen, kleineren Elektroden zu begünstigen, wird zwischen den Varianten F.5 und F.8 die Variante F.5 als Einspannbedingung der Biegebalken genutzt.

Die Spezifikationen erfordern einen Stellweg der Funktionsplattform von 100  $\mu\text{m}$  bei einer Steuerspannung von 100 V, eine stabile Stellbewegung und eine laterale Größe des Aktuatorverbunds mit  $\leq 6,5$  mm Kantenlänge. Der bislang diskutierte Aktuatorverbund erfüllt die stabile Stellbewegung der Funktionsplattform sowie die geometrischen Anforderungen. Mit einer Vorauslenkung im Arbeitszustand von 83  $\mu\text{m}$  und einem verbleibenden potenziellen Stellweg von 23  $\mu\text{m}$  ist die effektive Auslenkung  $\delta_{\text{effektiv}}$  mit 60  $\mu\text{m}$  jedoch zu gering. Im Vergleich zu einem polynomialen Elektrodenverlauf ist das stabile Stellverhalten bei einem linearen Elektrodenverlauf mit der geringsten Steuerspannung möglich. Auf Basis der in Abschnitt 3.6.3 gefundenen Elektrodenform mit linearem Verlauf wird die elektrostatische Aktuatorik für einen großen Stellweg bei geringer Spannung optimiert. Es wird die Größe und Form der ersten und zweiten Elektrode angepasst. Eine prinzipielle Darstellung der untersuchten Elektrodenformen (E.1 bis E.10) ist in der Draufsicht in Tabelle 6 skizziert.

**Tabelle 6:** Aufgelistet und dargestellt sind die unterschiedlichen Variationen der Elektrodengeometrien. Zum einen wird die Länge der ersten Elektrode variiert. Ziel ist die zum Herstellen und Beibehalten des Arbeitszustands notwendige Fläche zu minimieren und damit die freie Länge des Wanderkeilaktuators zu maximieren. Zum anderen wird die Form der zweiten Elektrode variiert, um das Auslenkungsverhalten im Arbeitszustand anzupassen, die notwendige Steuerspannung zu minimieren sowie die zur Verfügung stehende Auslenkung zu maximieren. Ausgangspunkt ist die dreieckige Grundform. Die Variationen der ortsfesten Elektroden sind in der Draufsicht dargestellt.

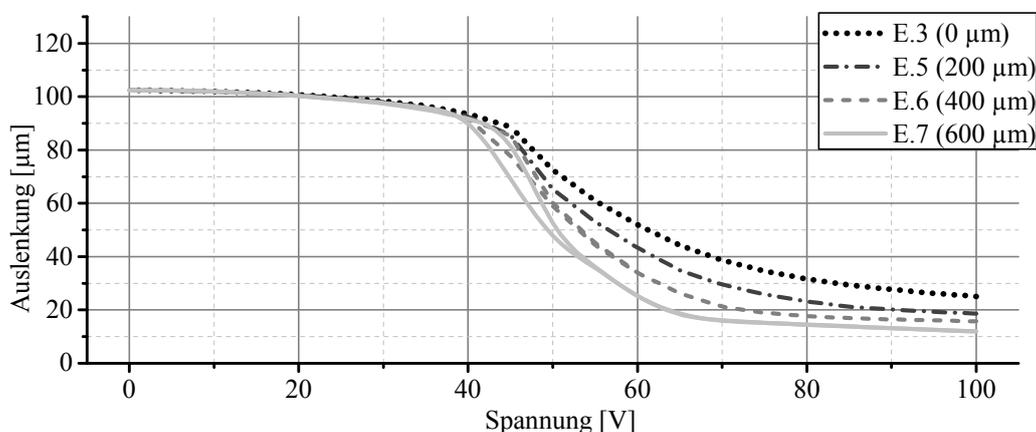
Parameter	Einheit	E.1	E.2	E.3	E.4	E.5	E.6	E.7	E.8	E.9	E.10
$L_1$	$\mu\text{m}$	1000	750	500	250	500	500	500	500	500	500
$L_{Basis}$	$\mu\text{m}$	0	0	0	0	0	0	0	200	400	600
$b_{Spitze}$	$\mu\text{m}$	0	0	0	0	200	400	600	200	200	200

Unter der Prämisse einer ausreichenden elektrostatischen Anziehungskraft ist die Zielgröße bei Variation der ersten Elektrode die Minimierung der Elektrodenfläche, um den Arbeitszustand aufrecht zu erhalten. Dabei soll die zur Verfügung stehende freie Länge des Biegebalkens erhöht, die Steuerspannung für den vollen Stellweg verringert sowie eine höhere Vorauslenkung im Arbeitszustand ermöglicht werden. Die Anpassung der zweiten Elektrode wird in Hinblick auf die Minimierung der notwendigen Steuerspannung und die Maximierung des effektiven Stellwegs vorgenommen. Die Berechnung und Auswertung der Auslenkung wird in drei Gruppen dargestellt. Diese sind eingeteilt in die Betrachtung der Längenvariation der ersten Elektrode (Abbildung 24), der Variation der Endbreite der zweiten Elektrode (Abbildung 25) sowie der Variation der Basislänge der zweiten Elektrode (Abbildung 26). Es wird nur der Arbeitszustand bis 100 V betrachtet, der Ein- und Ausschaltvorgang wird nicht dargestellt.



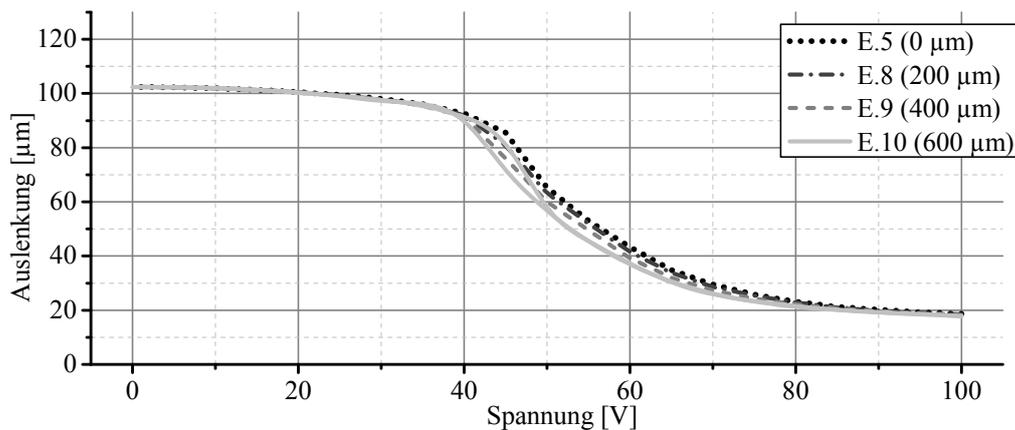
**Abbildung 24:** Dargestellt ist die Auslenkung der Funktionsplattform im Arbeitszustand über der Steuerungsspannung. Die Länge  $L_1$  der ersten Elektrode ist der Kurvenparameter.

Der einfache Wanderkeilaktuator wurde in Abschnitt 3.6.2 mit einer Elektrodenenteilung von  $1000\ \mu\text{m}$  für die erste Elektrode und  $2000\ \mu\text{m}$  für die zweite Elektrode ausgelegt. Aufgrund der veränderten Bedingungen durch die Verbindung mehrerer Wanderkeilaktuatoren mit einer zentralen Funktionsplattform muss die Länge der ersten Elektrode erneut untersucht werden. Die Ergebnisse sind in Abbildung 24 dargestellt. Es wird die Länge der ersten Elektrode von  $1000\ \mu\text{m}$  (E.1) in  $250\ \mu\text{m}$  Schritten bis auf  $250\ \mu\text{m}$  (E.4) reduziert. Im Arbeitszustand steigt die Vorauslenkung dabei von anfänglichen  $83\ \mu\text{m}$  (E.1) über  $95\ \mu\text{m}$  (E.2) auf  $102\ \mu\text{m}$  (E.3). Die Länge der ersten Elektrode ist mit  $250\ \mu\text{m}$  (E.4) zu gering, um nach Reduktion der Steuerungsspannung an der zweiten Elektrode den Elektrodenspalt geschlossen zu halten. Die Auslenkung der Funktionsplattform geht in den Fertigungszustand mit  $121\ \mu\text{m}$  zurück. Damit der Wanderkeilaktuator nach Abschalten der Steuerungsspannung an der zweiten Elektrode den Arbeitszustand beibehält, sollte die erste Elektrode eine Länge von  $500\ \mu\text{m}$  aufweisen. Eine größere Länge bedeutet eine Kürzung der zweiten Elektrode für die Nutzung im Arbeitszustand. Dies begrenzt den potenziellen Stellweg bzw. erhöht die notwendige Steuerungsspannung. Die Länge der ersten Elektrode wird mit  $500\ \mu\text{m}$  (E.3) festgelegt.



**Abbildung 25:** Dargestellt ist die Auslenkung der Funktionsplattform im Arbeitszustand über der Steuerungsspannung. Kurvenparameter ist die variierende Breite  $b_{\text{Spitze}}$  an der Spitze der Elektrode.

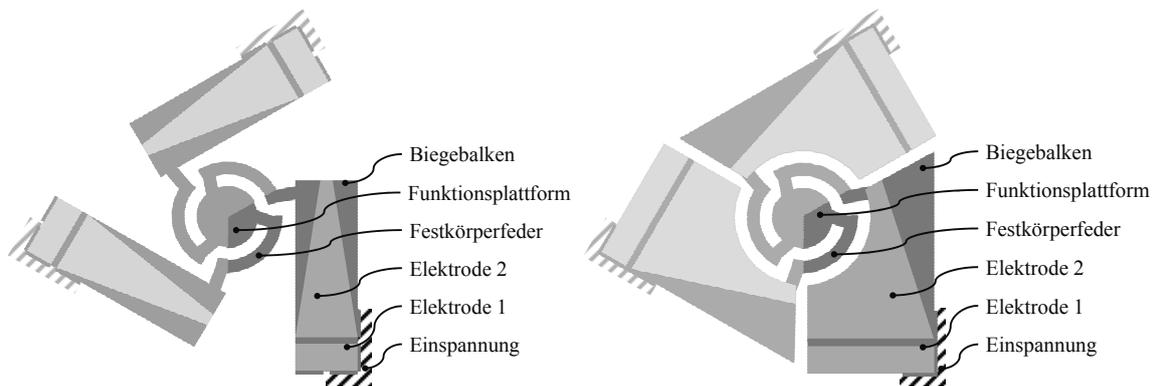
Die Breite am Ende der zweiten Elektrode wird mit dem Ziel vergrößert, die gesamte Vorauslenkung als Stellweg der Funktionsplattform nutzen zu können. Die Ergebnisse sind in Abbildung 25 dargestellt. Mit einem breiteren Elektrodenende kann die verbleibende Auslenkung für 100 V Steuerspannung von den ursprünglichen 25  $\mu\text{m}$  (E.3) auf 12  $\mu\text{m}$  (E.7) reduziert werden. Im Gegensatz zu beinahe 100 V in der ursprünglichen Konfiguration E.3 werden 95 % der vollen Auslenkung bereits bei deutlich geringeren Steuerspannungen von 70 V (E.7) erreicht. Durch die geometrische Anpassung der zweiten Elektrode wird ebenfalls das Pull-In-freie Stellverhalten beeinflusst. Dieses kann für eine Endbreite der zweiten Elektrode von 400 (E.6) und 600  $\mu\text{m}$  (E.7) nicht über den gesamten Stellweg beibehalten werden. Als Indikator hierfür wird die auftretende Hysterese bei rückläufigen Steuerspannungen genutzt, die auf eine unausgeglichene Kraftbilanz zwischen elektrostatischen Anziehungskräften und mechanischen Gegenkräften hindeutet. Aus diesen Betrachtungen wird daher die Elektrodenform mit einer Endbreite von 200  $\mu\text{m}$  (E.5) als Kompromiss zwischen der stabilen Auslenkung, dem großen effektiv zur Verfügung stehenden Stellweg und einer geringen Steuerspannung abgeleitet.



**Abbildung 26:** Dargestellt ist die Auslenkung des Aktuatorverbands im Arbeitszustand über der Steuerspannung. Die Basislänge  $L_{Basis}$  der zweiten Elektrode ist der Kurvenparameter.

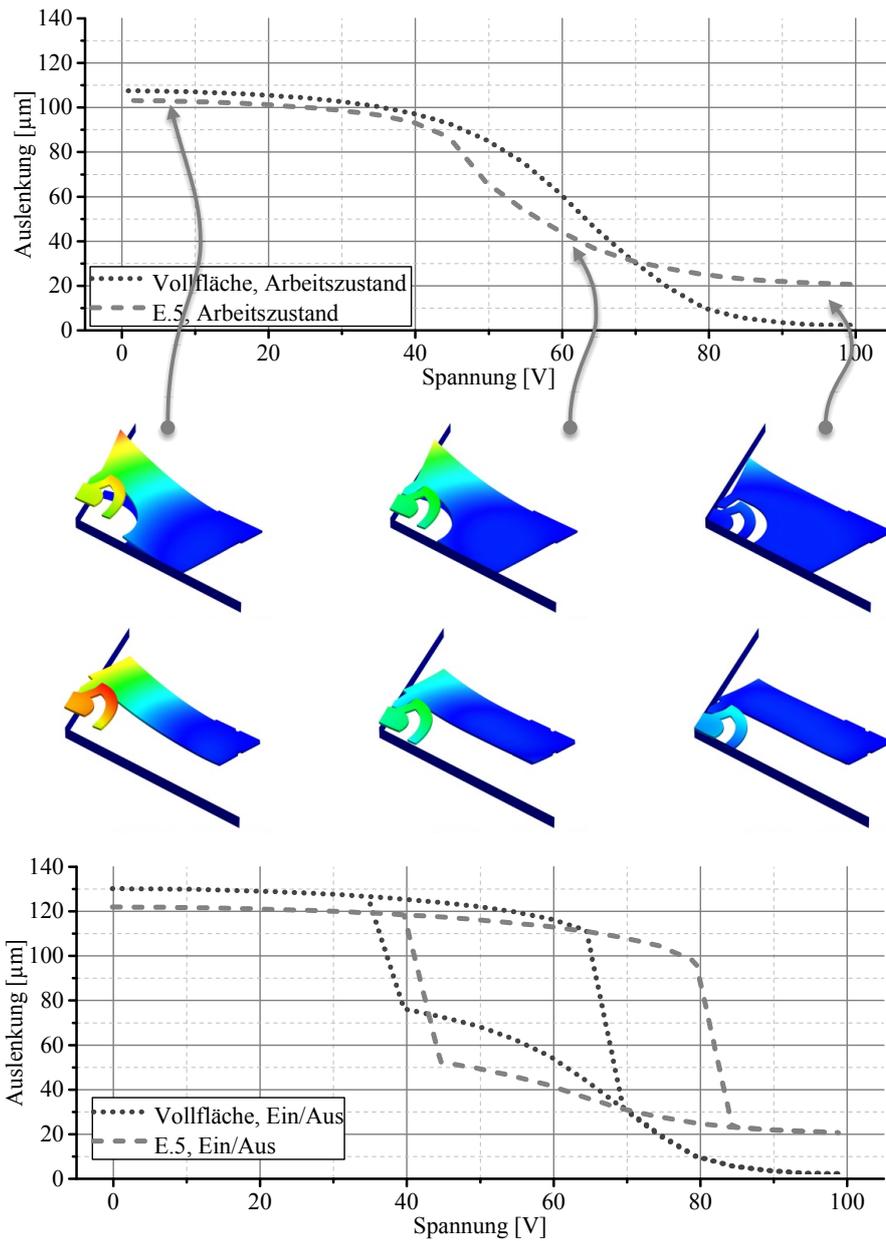
Große Anziehungskräfte sollen schon bei geringen Steuerspannungen und kleinen Auslenkungen erzeugt werden, um das Auslenkungsverhalten zu geringeren Steuerspannungen zu verschieben. Hierfür wird eine zusätzliche Basislänge der zweiten Elektrode (E.8 bis E.10) eingesetzt. Die Ergebnisse der berechneten Auslenkungen der Funktionsplattformen sind in Abbildung 26 dargestellt. Der Effekt auf die notwendigen Steuerspannungen ist für die betrachteten Basislängen vernachlässigbar. Bei kleinen Auslenkungen verursacht die eingeführte Basislänge eine sprunghafte Auslenkungsänderung sowie eine Hysterese und wird daher nicht verwendet. Variante E.5 wird als Basis für die weitere Entwicklung ausgewählt.

Die Wanderkeilaktuatoren entsprechen einem geraden Biegebalken mit 1000  $\mu\text{m}$  Breite und 3000  $\mu\text{m}$  Länge. Damit ist die aktive Elektrodenfläche im Vergleich zur verfügbaren Gesamtfläche, definiert durch die spezifizierten 6,5 mm  $\times$  6,5 mm, verhältnismäßig klein. In Abschnitt 3.5 wurde festgestellt, dass die Breite eines einfachen Wanderkeilaktuators nur geringe Auswirkungen auf die tatsächliche Auslenkung hat, aber die erzeugte Kraft des Wanderkeilaktuators linear mit der Fläche ansteigt.



**Abbildung 27:** Dargestellt ist die abschließende Anpassung der Geometrie des Aktuatorverbands in der Draufsicht. Die ortsfesten Elektroden sind in hellerem Grau dargestellt. Links ist das Ergebnis aus den vorherigen Optimierungen der ortsfesten Elektroden abgebildet. Rechts sind die verbreiterten Wanderkeilaktuatoren dargestellt, um die volle verfügbare Fläche als aktive Elektrode nutzen zu können. Außerdem ist die Spitze der zweiten ortsfesten Elektrode in Richtung der Funktionsplattform verschoben und nicht mehr mittig im Biegebalken positioniert.

Es werden zwei weitere Veränderungen am Aktuatorverbund vorgenommen. Zum einen wird die Breite der einzelnen Wanderkeilaktuatoren erhöht, um mit Ausnutzung der zulässigen Fläche die erzeugten elektrostatischen Anziehungskräfte zu maximieren (Abbildung 27). Eine größere Anziehungskraft bei gleicher Steuerspannung erlaubt die gleiche Auslenkung für einen steiferen Aktuatorverbund bzw. eine Verringerung der Steuerspannung. Vorausgesetzt wird hierbei, dass die mechanischen Komponenten des durch Festkörperfeder zentral verbundenen Aktuatorverbands unverändert bleiben. Zum anderen wird das Ende der linear verbündeten Elektroden in Richtung der Funktionsplattform verschoben, um diese mit angelegten 100 V so weit möglich an die ortsfeste Elektrode zu ziehen. Der lineare Verlauf der zweiten Elektrode wird dabei unverändert beibehalten. Die Auswirkungen auf das Auslenkungsverhalten sind im Vergleich zur Konfiguration E.5 in Abbildung 28 dargestellt.



**Abbildung 28:** Oben ist das Auslenkungsverhalten der Funktionsplattform im Arbeitszustand für den Aktuatorverbund mit schmalen Wanderkeilaktuatoren (Konfiguration E.5) und der vollflächigen Variante dargestellt. In der Mitte sind Piktogramme aus CoventorWare2012.002 abgebildet, um die unterschiedlichen Zustände zu verdeutlichen. Im unteren Diagramm ist das Auslenkungsverhalten für den Ein- und Ausschaltvorgang dargestellt.

Das Auslenkungsverhalten der Funktionsplattform als Ergebnis der Elektrodenanpassungen aus Abschnitt 3.6.3 zeigt eine Restauslenkung von  $18 \mu\text{m}$  bei  $100 \text{ V}$  und damit einen effektiven Stellweg von  $84 \mu\text{m}$ . Des Weiteren zeigt der Verlauf zwischen  $50 \text{ V}$  und  $45 \text{ V}$  einen Sprung in der Auslenkung von  $20 \mu\text{m}$ . Das Auslenkungsverhalten wird durch die Nutzung der gesamten Fläche zur Erzeugung elektrostatischer Anziehungskräfte sowie die Verschiebung der Elektrodenspitze in Richtung der Funktionsplattform deutlich verbessert. Die komplette Vorauslenkung des Arbeitszustands ist somit als Pull-In-freier Stellweg von  $107 \mu\text{m}$  bei einer erforderlichen Steuerspannung von  $85 \text{ V}$  verwendbar. Der Kurvenverlauf entspricht einer stabilen, Pull-In-freien Auslenkung mit einem nahezu linearen Verhalten im Bereich von

50 V bis 75 V. Die Vorauslenkung der Funktionsplattform im nicht-angeregten Fertigungszustand beträgt 130  $\mu\text{m}$ . Zusätzlich sinkt die für den Pull-In notwendige Steuerspannung von 85 V auf 70 V, die Anforderungen von  $\geq 100 \mu\text{m}$  Stellweg bei einer Steuerspannung von  $\leq 100 \text{ V}$  sind damit erfüllt.

### 3.10 Zusammenfassung der theoretischen Auslegung

Die theoretische Auslegung des kompletten Aktuatorverbunds mit stabiler und Pull-In-freier Auslenkung der zentralen Funktionsplattform wurde in diesem Kapitel dargestellt und diskutiert. Die Basis ist der ideale Wanderkeilaktuator, der über eine analytische und numerische Modellerstellung beschrieben wurde. Die gute Übereinstimmung der Ergebnisse verifizierte die numerische Modellerstellung, die in CoventorWare2012.002 durchgeführt wurde. Davon ausgehend wurden Gestaltungsrichtlinien für den einfachen Wanderkeilaktuator abgeleitet und auf deren Grundlage ein Elektrodendesign entwickelt, um den Pull-In-Effekt im Arbeitszustand vollständig zu vermeiden. Die zu einem Aktuatorverbund zusammengeschlossenen Wanderkeilaktuatoren wurden in einer weiteren Iteration optimiert, um den geänderten Randbedingungen des vollständigen Systems zu entsprechen. Ziel war die Maximierung des Stellwegs bei gleichzeitiger Minimierung der Steuerspannung, um die geforderten Spezifikationen theoretisch vollständig zu erfüllen.

Die Entwicklung des Aktuatorverbunds stützt sich in der Auslegung auf einige Annahmen und Voraussetzungen, die von der Technologie erfüllt werden müssen. Neben einer geringen Opferschichtdicke von  $< 7 \mu\text{m}$  fällt darunter auch die Möglichkeit, die Vorauslenkung der Funktionsplattform im begrenzten Rahmen einzustellen, um die erforderlichen 130  $\mu\text{m}$  Vorauslenkung für einen effektiven Stellweg von 107  $\mu\text{m}$  im Arbeitszustand realisieren zu können. Hierfür wurde im Modell eine Schichtdicke der Biegebalken von 40  $\mu\text{m}$  angenommen. Aufgrund der direkten Abhängigkeit des Auslenkungsverhaltens von der Schichtdicke und der Vorauslenkung, siehe Abschnitt 3.5, müssen diese Größen im Herstellungsprozess erreicht und im Langzeitverhalten beibehalten werden. Eine Stabilität gegen mögliche Toleranzen oder Abweichungen aufgrund technologischer Randbedingungen wird durch die theoretische Auslegung des Aktuatorverbunds mit einer benötigten Steuerspannung von nur 85 V bei spezifizierten 100 V erreicht. Gegebenenfalls erforderliche Änderungen in der Geometrie und resultierende höhere Steuerspannungen können somit aufgefangen werden.

## 4 Technologieentwicklung und Fertigungsprozess

Die Entwicklung des Fertigungsprozesses ist ein essenzieller Bestandteil dieser Arbeit und Voraussetzung zur Herstellung des Aktuatorverbunds. Aufgrund der Kombination unterschiedlicher Materialien und Prozesse stellt dies eine komplexe Entwicklungsaufgabe dar. Das UV-härtbare Polymer ORMOCOMP®, die genutzten Fotolacke, Titan als Dünnschichtmetallisierung und SiO<sub>2</sub> als Isolationsschicht sind kommerzielle Materialien. Bei Entwicklung der Prozesskette zur Realisierung der polymerbasierten Wanderkeilaktuatoren müssen die Kompatibilitäten der Materialien und Chemikalien zueinander gewährleistet sein. Hierbei müssen sich die jeweils zur korrekten Verarbeitung geforderten Prozessbedingungen der Materialien mit den erlaubten Bedingungen anderer Materialien überschneiden. Unter diesen Gesichtspunkten wurden die Fotolacke ausgewählt und die Reihenfolge im Prozess mit der Titandünnschicht als temporäre Barrierschicht festgelegt. Die Entwicklung des Prozesses wird nicht im Detail beschrieben. Nachgewiesen wird die erfolgreiche Prozessentwicklung in Abschnitt 4.4 und Kapitel 5 durch den Aufbau und die Charakterisierung von Demonstratoren. In Abschnitt 4.2 wird der entwickelte Fertigungsprozess detailliert dargestellt.

Als UV-härtendes Polymer zeigen die Materialparameter von ORMOCOMP® eine Abhängigkeit von den Parametern des Fertigungsprozesses, vorliegende Literaturwerte sind aufgrund des neuartigen Technologieprozesses daher keine zuverlässige Quelle. Für die theoretische Auslegung wird der Elastizitätsmodul von ORMOCOMP® daher abhängig von den entwickelten Fertigungsparametern experimentell ermittelt. Abschließend werden die hergestellten Aktuatorverbünde in Hinblick auf Maßhaltigkeit, technologische Abhängigkeiten und Langzeitverhalten der Vorauslenkungen untersucht und ausgewertet, um die Zuverlässigkeit und Anwendbarkeit der Materialien sowie der Prozesskette zu bestätigen.

### 4.1 Verwendete Materialien

Zur Realisierung der elektrostatischen Funktionalität der Aktuatoren werden Dünnschichtmetallisierungen genutzt. Titan hat sich mit ausreichender Adhäsion zum Glassubstrat und zum ORMOCOMP® sowie mit einer guten Strukturierbarkeit in fotolackmaskierten Nassätzprozessen als geeignetes Material erwiesen. Aufgedampftes Siliziumdioxid wird wegen der hohen relativen Permittivität von  $\epsilon_r = 3,8$  [199] und der hohen Durchbruchfeldstärke von  $630 \text{ V } \mu\text{m}^{-1}$  bei einer Isolationsschichtdicke von  $2 \mu\text{m}$  [200] als Isolationsschicht verwendet. Strukturiert werden sämtliche Schichten über Fotolacke und den zugehörigen Entwicklern (MicroChemicals GmbH, Deutschland). Für den neu entwickelten Fertigungsprozess haben sich der Positivtonfotolack AZ9260 sowie der Negativtonfotolack AZnlof2070 und AZ1505

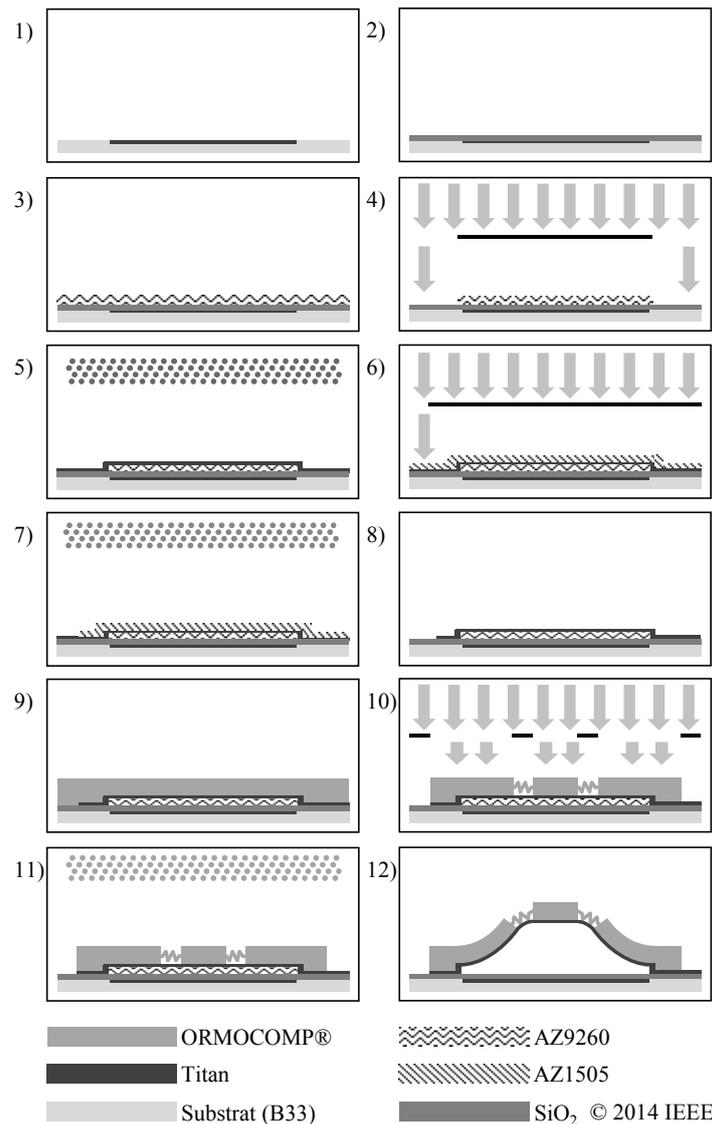
bewährt. Die grundsätzliche Prozessierung der Fotolacke ist ähnlich: Eine Grundschicht wird auf ein Substrat aufgeschleudert, wobei in Abhängigkeit von der Drehzahl, Prozesszeit und Viskosität die Schichtdicke eingestellt wird. Fotolacke enthalten flüchtige Lösemittel, die während der Prozessierung ausgasen. Eine gleichmäßige Verarbeitungsgeschwindigkeit bestimmt die Wiederholbarkeit der Prozesse und der Schichtdicken. Der Fotolack durchläuft anschließend einen Softbake-Schritt. Dabei wird das Substrat wenige Minuten auf einer Heizplatte erwärmt und nachfolgend die Fotolackschicht belichtet. [201]

Die Belichtung erfolgt über eine Fotomaske in einem MA/BA8 Gen3 Mask Aligner (SÜSS MicroTec AG, Deutschland). Belichtungszeit und -intensität sind abhängig von der Schichtdicke und dem verwendeten Fotolack. Für die genutzten Fotolacke werden die Entwickler MIF726 und AZ400K (MicroChemicals GmbH, Deutschland) verwendet. Die selektiv entfernten Fotolackschichten werden im Herstellungsprozess als Barrierschicht zur Strukturierung einzelner Schichten sowie als Opferschicht genutzt und sind nicht Bestandteil des endgültigen Aktuators.

## 4.2 Fertigungsprozess

Um den technologischen Anforderungen der Material- und Verarbeitungscompatibilitäten zu entsprechen, wurde auf Basis der verwendeten Materialien ein neuer und angepasster Prozess entwickelt. Zusätzlich werden geometrische Anforderungen beachtet, die aus dem Entwurf des Aktuatorverbands resultieren. Der entwickelte Prozess wird in Abbildung 29 dargestellt und nachfolgend schrittweise erläutert.

Als Basissubstrat zur Fertigung der Aktuatoren wird ein gereinigtes 4<sup>te</sup> Borofloat Glas mit 1,2 mm Dicke genutzt. Eine Schicht des Negativtonfotolacks AZnlof2070 (Microchemicals GmbH, Deutschland) wird auf das Substrat aufgeschleudert, wärmebehandelt, belichtet und entwickelt. Eine Titandünnschichtmetallisierung wird durch physikalische Gasphasenabscheidung (PVD) auf das Substrat aufgetragen. Die erste Lage AZnlof2070 wird anschließend entfernt und die Titanschicht selektiv mit dem Fotolack abgehoben. Das Ergebnis ist ein Substrat mit strukturierter Titanschicht, welche die ortsfesten Elektroden bildet (Schritt 1 in Abbildung 29). Ein analog durchgeführter Prozess strukturiert die nachfolgend aufgedampfte 2 µm dicke SiO<sub>2</sub>-Schicht, die als Isolationsschicht zwischen den Elektroden wirkt (Schritt 2 in Abbildung 29). Eine aufgeschleuderte Schicht des Positivtonfotolacks AZ9260 (Microchemicals GmbH, Deutschland) wird in den nächsten Prozessschritten als Opferschicht genutzt und stellt den in Abschnitt 3.5 eingeführten Elektrodenspalt ein. Diese Schicht ist notwendig, um freistehende Biegebalken zu erzeugen (Schritt 3 in Abbildung 29).



**Abbildung 29:** Dargestellt ist der schrittweise Ablauf des entwickelten Fertigungsprozesses: 1) Substrat mit strukturierter Titanschicht; 2) Strukturierter SiO<sub>2</sub>-Schicht; 3) Aufschleudern der Opferschicht aus AZ9260; 4) Belichten und Entwickeln des AZ9260; 5) Vollflächige Beschichtung mit Titan; 6) Aufschleudern, Belichten und Entwickeln von AZ1505; 7) Nassätzen der Titanschicht; 8) Entfernen des AZ1505; 9) Aufbringen des ORMOCOMP®; 10) Belichten und Entwickeln der ORMOCOMP®-Schicht; 11) Auslösen der Opferschicht; 12) Hergestellter Aktuatorverbund mit vorgebogenen Wanderkeilaktuatoren. Bildquelle: [198]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE.

Der Positivtonfotolack AZ9260 wird belichtet und entwickelt (Schritt 4 in Abbildung 29). Nachfolgend wird auf dem Substrat eine weitere Titandünnschicht abgeschieden, welche die darunterliegende strukturierte Schicht AZ9260 komplett einschließt (Schritt 5 in Abbildung 29). Eine auf der Titanschicht aufgeschleuderte Lage Positivtonfotolack AZ1505 wird prozessiert, belichtet und entwickelt. Das Titan wirkt als Trennschicht und verhindert, dass der Entwickler des AZ1505 den darunterliegenden Positivtonfotolack AZ9260 löst. Die strukturierte Lage AZ1505 auf der zweiten Titanschicht wird als Maske in einem Nassätzprozess genutzt (Schritte 6-7 in Abbildung 29). Nach dem Ätzen wird die zweite Fotolackschicht, das AZ1505, mit Aceton und Isopropanol entfernt. Die beiden Titanschichten bilden im Aktuatorverbund die ortsfesten bzw. die beweglichen Elektroden. Eine definierte Menge

ORMOCOMP® wird auf das Substrat appliziert und mit der Fotomaske in einem MA/BA8 Gen3 Mask Aligner (SÜSS MicroTec AG, Deutschland) durch Kontaktlithografie auf die gewünschte Schichtdicke von 40 µm bis 60 µm eingestellt. Dabei sind die Bewegungsgeschwindigkeit des Substrats in Richtung der Fotomaske und das Volumen des zähviskosen ORMOCOMP®s entscheidende Faktoren für die resultierende Schichtdicke. Die UV-Belichtung durch die Fotomaske (mit 12,8 mW cm<sup>-2</sup> bei 365 nm und 33,6 mW cm<sup>-2</sup> bei 405 nm) startet die Vernetzung des ORMOCOMP®s und die belichteten Bereiche werden ausgehärtet. Das Substrat wird von der Maske entfernt und für 15 s in ein Entwicklerbad eingetaucht, um das noch flüssige ORMOCOMP® zu entfernen (Schritte 9-12 in Abbildung 29). Die notwendige Zeit für die Entwicklung ist abhängig von der Menge des zu entfernenden ORMOCOMP®s, dem Vernetzungsgrad ungewollt belichteter Bereiche sowie der Geometrie der Strukturen selbst. Es folgt eine Langzeitflutbelichtung des Substrats, um das ORMOCOMP® nahezu vollständig zu vernetzen [202]. Als letzter Schritt wird der AZ9260, die Opferschicht, gelöst und der freistehende Aktuatorverbund erzeugt. Experimente zeigten, dass die mechanischen Schichtspannungen während der Entwicklung des ORMOCOMP®s erzeugt werden. Als Ursache wird angenommen, dass zu diesem Zeitpunkt noch nicht ausreichend vernetzte Bereiche des ORMOCOMP®s mit dem Entwickler in Kontakt kommen. Eine geringe Belichtungs-dosis und damit ein geringer Vernetzungsgrad resultieren in einer höheren Empfindlichkeit des Polymers gegenüber dem Entwickler und damit in höheren mechanischen Schichtspannungen. Eine längere Kontaktzeit mit dem Entwickler erhöht ebenfalls die mechanischen Schichtspannungen im Polymer. In der Literatur sind Haftungsprobleme der ORMOCOMP®-Strukturen auf den jeweiligen Basissubstraten ein Hinweis auf diesen Zusammenhang [95, 142].

### 4.3 Messung des Elastizitätsmoduls von ORMOCOMP®

Als UV-härtendes Polymer sind die Materialkennwerte vom Herstellungsprozess und den Parametern abhängig und können in einem breiten Bereich variieren [141]. Für eine zuverlässige Auslegung des theoretischen Verhaltens des Aktuatorverbunds ist der Elastizitätsmodul des Basismaterials ORMOCOMP® entscheidend und muss hinreichend genau bekannt sein. In diesem Abschnitt wird ein geeignetes Messverfahren vorgestellt und erläutert. Mit taktil gemessenen Kraft-Weg-Kennlinien wird der Elastizitätsmodul anhand von zehn einfachen Biegebalken aus ORMOCOMP® ermittelt und das Ergebnis diskutiert. Die Herstellung dieser Proben folgt dem entwickelten Prozess aus Abschnitt 4.2.

### 4.3.1 Messverfahren

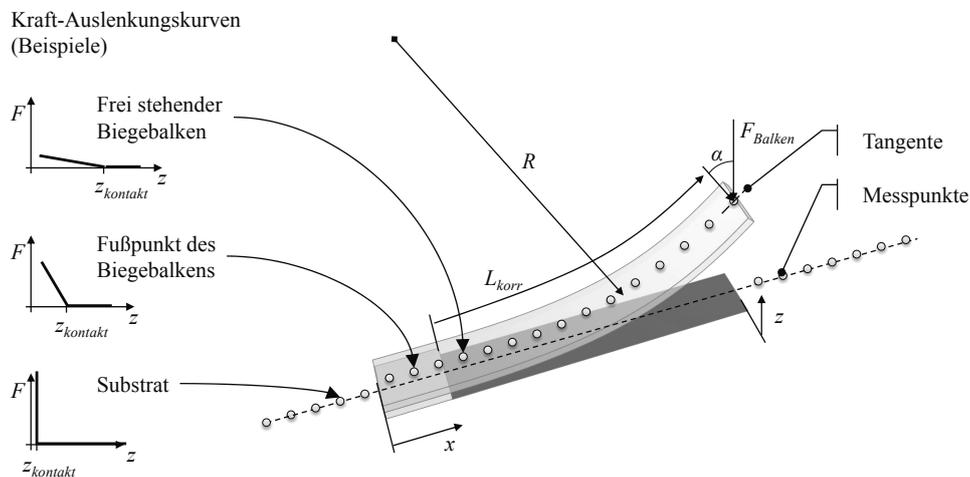
Die experimentelle Bestimmung des Elastizitätsmoduls erfolgt durch die Auswertung von Kraft-Weg-Kennlinien, die mit einer definierten Kraft anhand einseitig eingespannter Biegebalken gemessen werden. Die Messungen werden mit einem taktilen FT-FS1000 Mikrokraftsensor (FemtoTools AG, Schweiz) durchgeführt. Ein 3-Achs-Positioniersystem verfährt eine montierte Messspitze. Mit dieser wird der Biegebalken nach unten gedrückt und die notwendige Kraft und der zurückgelegte Weg detektiert. Der Biegebalken wirkt wie eine Festkörperfeder. Mit der ermittelten Geometrie und der gemessenen Federsteifigkeit, dem Verhältnis von Kraft zu Auslenkung, wird der Elastizitätsmodul berechnet. Es werden einseitig fixierte und fertigungsbedingt vorgebogene Biegebalken mit einer Länge von 10 mm auf einem Substrat abgeformt. Um ausschließlich die Materialkennwerte des ORMOCOMP®s zu ermitteln, wird auf die Metallisierungen und die Isolationsschicht verzichtet. Über die gesamte Länge des Biegebalkens sowie davor und danach wird an mehreren Positionen eine Kraft-Weg-Kennlinie aufgenommen. Aus jeder einzelnen Kraft-Weg-Kennlinie wird die Federsteifigkeit als Kraft pro Weg und der Kontaktpunkt mit der Oberfläche ermittelt. Aus diesen Messungen können Informationen über die Geometrie und in Kombination mit der gemessenen Federsteifigkeit auch der Elastizitätsmodul berechnet werden.

Um die Dicke der ORMOCOMP®-Schicht zu bestimmen, wird zunächst die Schichtdicke der Opferschicht nach Prozessschritt 4 im Fertigungsprozess (Abbildung 29) über ein Interferenzmessverfahren mit einer Film Thickness Probe FTP-Adv-2 (Sentech Instruments GmbH, Deutschland) an mehreren Punkten auf dem Substrat gemessen und arithmetisch gemittelt. Nach Auslösen der Opferschicht wird die Dicke der ORMOCOMP®-Schicht gemessen. Hierfür werden die Kontaktpunkte der ORMOCOMP®- und Substratoberfläche in den gemessenen Kraft-Weg-Kennlinien miteinander verrechnet. Die tatsächliche Biegebalkendicke ist die Differenz der gemessenen Dicken der ORMOCOMP®-Schicht abzüglich der Opferschicht.

### 4.3.2 Berechnungsverfahren und Messergebnisse

An dem einseitig eingespannten Biegebalken werden an 48 Positionen Kraft-Weg-Kennlinien aufgenommen (Abbildung 30). Um eine Schiefelage des Substrats auszutarieren und die Schichthöhen zu bestimmen, werden 14 Messpunkte auf der Substratoberfläche positioniert, 7 vor und 7 hinter dem Biegebalken. 10 Messpunkte liegen auf dem Fußpunkt und 24 Messpunkte auf dem vorgebogenen, frei stehenden Biegebalken. Für die Auswertung der Messkurven werden der Winkel des Biegebalkens bzw. des Krafteintrags sowie die tatsächliche Länge des Biegebalkens abhängig von der Messposition korrigiert. Um diese Korrektur-

rechnungen anwenden zu können, wird die an jedem Messpunkt angelegte Kraft auf  $50 \mu\text{N}$  begrenzt. Die Auslenkung bleibt damit im Bereich weniger Mikrometer und laterale Positions- und Winkelfehler durch große Deformationen werden auf ein vernachlässigbares Minimum reduziert.



**Abbildung 30:** Dargestellt ist der prinzipielle Messablauf anhand eines am Fußpunkt einseitig eingespannten Biegebalkens. An mehreren Positionen entlang des Biegebalkens sowie darüber hinausgehend wird eine Kraft-Weg-Kennlinie aufgenommen, um die Biegebalkendicke und den Elastizitätsmodul zu bestimmen. Die qualitativen Messkurven sind ebenfalls zur Verdeutlichung links dargestellt. Ebenfalls in der Darstellung eingetragen sind die Größen für die Korrekturrechnung des Elastizitätsmoduls.

Für die Korrektur der Messkurven wird der Radius  $R$  des vorgebogenen Biegebalkens aus den gemessenen Profildaten berechnet. Damit kann die tatsächliche Länge  $L_{korr}$  des Biegebalkens abhängig von der Messposition  $x$  analog zur Berechnung der Bogenlänge nach

$$L_{korr} = 2R \arcsin\left(\frac{x}{2R}\right) \quad (14)$$

berechnet werden. Der Kräfteintragungswinkel  $\alpha$  ändert sich mit der Vorbiegung des Biegebalkens entlang der Laufkoordinate  $x$  und wird über den Radius und die korrigierte Biegebalkenlänge bzw. Bogenlänge mit

$$\alpha = \frac{L_{korr}}{R} \quad (15)$$

und

$$F_{korr} = \frac{F_{Balken}}{\cos \alpha} \quad (16)$$

berechnet. Dabei entspricht  $F_{Balken}$  der mittels Mikrokraftsensor gemessenen Kraft und  $F_{korr}$  dem winkelkorrigierten Kräfteintrag. Jede der gemessenen Kraft-Weg-Kennlinien wird auf die tatsächliche Biegebalkenlänge und den Kräfteintragungswinkel korrigiert. Mit den gemessenen geometrischen Größen und den Kraft-Weg-Kennlinien wird der Elastizitätsmodul  $E$  an jedem Messpunkt des Biegebalkens mit der Gleichung

$$E = \frac{F_{korr} L_{korr}^3}{3wi} \quad (17)$$

berechnet [195]. Die korrigierte Kraft  $F_{korr}$  verursacht an der korrigierten Biegebalkenlänge  $L_{korr}$  eine Auslenkung  $w$ . Die Geometrie des Biegebalkens ist über den Flächenträgheitsmoment  $i$  berücksichtigt. Das Ergebnis dieser Messreihen ist in Tabelle 7 zusammengefasst. Neben dem Elastizitätsmodul sind auch der berechnete Radius, die gemessene Biegebalkendicke sowie die Vorauslenkung an der Biegebalkenspitze aufgeführt.

**Tabelle 7: Zusammenfassung der Messergebnisse zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls. Aufgelistet sind ebenfalls die Messergebnisse für den Radius, die Biegebalkendicke sowie die Vorauslenkung an der Biegebalkenspitze.**

	Elastizitätsmodul	Radius	Biegebalkendicke	Vorauslenkung
Einheiten	MPa	mm	µm	mm
Mittelwert	902 ± 31	16,2 ± 0,7	89 ± 0,2	2,9 ± 0,1

Die Messergebnisse zeigen nur geringe Standardabweichungen im Elastizitätsmodul, Radius und in der Auslenkung. Der Elastizitätsmodul wird mit 902 MPa und einer Standardabweichung von 31 MPa ermittelt. Trotz der neu entwickelten Prozesskette und daher nur eingeschränkt vergleichbaren Bedingungen und Materialkennwerten sind die Ergebnisse in guter Übereinstimmung mit den in der Literatur [95] ermittelten Werten von  $860 \pm 120$  MPa im Zugversuch bzw.  $925 \pm 100$  MPa im Balkenbiegeversuch. Der experimentell bestimmte Elastizitätsmodul wird als Eingabe für die theoretische Auslegung des Aktuatorverbunds genutzt.

## 4.4 Mechanische Charakterisierung

Die mechanische Charakterisierung der gefertigten Aktuatorverbünde umfasst die Auswertung der abgeformten Schichtdicken in Bezug auf die Solldicke sowie die laterale Maßtreue. Es wird die Vorauslenkung und die Stabilität der ORMOCOMP®-Aktuatorverbünde über einen langen Zeitraum gemessen und Rückschlüsse auf die Anwendbarkeit und Zuverlässigkeit des entwickelten Fertigungsverfahrens werden gezogen. Um übereinstimmende Voraussetzungen mit der theoretischen Auslegung zu erreichen, werden notwendige Anpassungen abgeleitet und der Prozess sowie die Geometrien entsprechend geändert.

### 4.4.1 Laterale Dimensionen und Schichtdicken

Die Überprüfung der lateralen Geometrien erfolgt durch Stichprobenprüfung mit einem LSM 700 (Carl Zeiss, Deutschland) und wird den Eingabedaten der Fotomaske gegenübergestellt. Mit den auf Fotolithografie basierenden Prozessen sollten die geforderten Strukturgrößen von mehreren hundert Mikrometern bis einigen Millimetern mit akzeptabler Toleranz

reproduzierbar sein. Für einen Biegebalken mit einer Soll-Breite von 1 mm ergibt sich aus 34 Stichproben ein Mittelwert von  $998 \pm 18 \mu\text{m}$ . Damit wird die ausreichende laterale Maßtreue mit Abweichungen von  $< 100 \mu\text{m}$  bestätigt. Die Vorgabe ergibt sich aus dem Abstand von  $250 \mu\text{m}$  zwischen den Festkörperfedern und der Funktionsplattform.

Die Schichtdicke und laterale Maßtreue der ORMOCOMP®-Strukturen sind für die elektrostatisch angeregte Auslenkung und für die Vorauslenkung wichtige Größen. Eine hohe Relevanz hat die Biegebalkendicke der einzelnen Aktuatoren. Drei Hauptfaktoren bestimmen die Schichtdicke der Biegebalken auf dem Substrat: Die Schichtdicke der Opferschicht, der eingestellte Abstand zwischen Substrat und Fotomaske während der Abformung der ORMOCOMP®-Schicht (Schritt 9, Abbildung 29) sowie eventuelle Keilfehler und Formabweichungen zwischen Fotomaske und Substratoberfläche. Diese Fehler werden zusätzlich durch Position und Volumen des zähflüssigen ORMOCOMP®s auf dem Substrat beeinflusst.

**Tabelle 8: Zusammenfassung der gemessenen Schichtdicken über jeweils ein Substrat.**

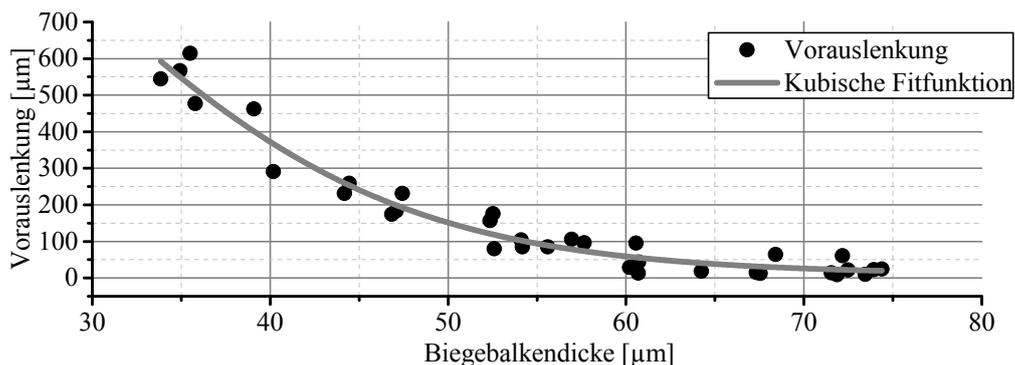
Substrat-Nr.	01	02	03	04	05
<b>Solldicke</b>	30 $\mu\text{m}$	40 $\mu\text{m}$	50 $\mu\text{m}$	40 $\mu\text{m}$	40 $\mu\text{m}$
<b>Mittelwert</b>	$40 \pm 2,4 \mu\text{m}$	$46 \pm 2,5 \mu\text{m}$	$54 \pm 3,2 \mu\text{m}$	$47 \pm 3,2 \mu\text{m}$	$49 \pm 1,6 \mu\text{m}$
<b>Abweichung vom Sollwert</b>	+ 10 $\mu\text{m}$	+ 6 $\mu\text{m}$	+ 4 $\mu\text{m}$	+ 7 $\mu\text{m}$	+ 9 $\mu\text{m}$

Fünf Substrate mit unterschiedlichen Solldicken der ORMOCOMP®-Schicht von 30  $\mu\text{m}$ , 40  $\mu\text{m}$  und 50  $\mu\text{m}$  werden vermessen und die resultierenden Schichthöhen ausgewertet. Die Schichtdicken werden wie bei der Messung des Elastizitätsmoduls (Abschnitt 4.3) für jeden Aktuatorverbund individuell ermittelt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 8 aufgeführt. In der Auswertung sind die Soll-Werte, der Mittelwert der Schichtdicken sowie die Standardabweichungen enthalten. Die Schichtdicken liegen bei allen Substraten über dem Sollwert. Auffällig ist die größere Abweichung bei geringen Soll-Schichtdicken, die Differenz nimmt mit zunehmender Soll-Schichtdicke ab. Ursache ist die Geschwindigkeit bzw. die Kraft des MA8 Mask Aligners, mit der Substrat und Fotomaske aufeinander zu bewegt werden. Dabei wird die maximal erzeugbare Kraft durch die Haltekraft der Fotomaske am Maskenhalter begrenzt und damit gleichzeitig die erreichbare Ausbreitungsgeschwindigkeit des zähviskosen ORMOCOMP®s vor allem bei geringeren Schichtdicken eingeschränkt. Der Prozessablauf muss diesen Bedingungen entsprechend den jeweiligen Proben angepasst werden. Trotz der Abweichungen vom Soll-Wert ist das Ergebnis reproduzierbar, was aus den Ergebnissen der zusätzlich abgeformten Substrate 04 und 05 mit 40  $\mu\text{m}$  Solldicke ablesbar ist. Mittels eines aus Tabelle 8 ablesbaren Korrekturwerts können die Schichtdicken eingestellt werden.

#### 4.4.2 Kraft- und Auslenkungsmessung

Die theoretische Auslegung basiert auf der Annahme, die Vorauslenkung der Wanderkeilaktuatoren den theoretischen Vorgaben entsprechend einstellen zu können. Dies kann durch Änderung der induzierten Schichtspannungen oder durch Anpassung der Geometrie erreicht werden. Die Schichtspannungen werden reduziert, wenn die Kontaktzeit mit dem Entwickler verkürzt bzw. die Belichtungszeit des ORMOCOMP®s erhöht wird. Höhere Belichtungszeiten können unter den gegebenen Bedingungen nicht realisiert werden, ohne eine Vernetzung abgeschatteter Bereiche zu verursachen. Diese Bereiche können nicht mehr vom Entwickler gelöst werden und verhindern damit die Strukturierung der ORMOCOMP®-Schicht. Die Entwicklungszeit des ORMOCOMP®s ist mit 15 s bereits kurz und stellt die minimal erforderliche Zeit dar, um sämtliches unbelichtetes ORMOCOMP® vom Substrat zu lösen.

Unter Beibehaltung der Geometrie und der Einspannbedingungen ist die Dicke der Biegebalken damit der verbleibende Faktor, um die Vorauslenkung bei gleichbleibenden Schichtspannungen einzustellen. Hierfür ist es erforderlich, die Abhängigkeit der Vorauslenkung der zentralen Funktionsplattform von der Biegebalkendicke zu kennen. Es werden Aktuatoren mit variierenden Schichtdicken von 35  $\mu\text{m}$  bis 75  $\mu\text{m}$  unter identischen Bedingungen hergestellt. Mit dem in Abschnitt 4.3 erläuterten Verfahren wird die Dicke der Biegebalken jedes Aktuatorverbunds gemessen. Mit dem Mikrokraftsensor wird der Abstand zwischen Funktionsplattform und Substratoberfläche, die Vorauslenkung der Funktionsplattform  $\Delta_{\text{Plattform}}$ , ermittelt. In Abbildung 31 ist die Vorauslenkung über der Biegebalkendicke aufgetragen.



**Abbildung 31:** Das Diagramm zeigt die Vorauslenkungen einzelner Aktuatorverbände mit gleicher Prozessierung als Funktion der Biegebalkenschichtdicke.

Die Auslenkung der Funktionsplattform ist wesentlich von der Dicke der Biegebalken abhängig. Dies führt bei geringen Schichtdicken zu Vorauslenkungen von über 600  $\mu\text{m}$  und sogar zur Zerstörung der Aktuatorverbände. Vorauslenkungen bei Aktuatorverbänden mit einer Schichtdicke von  $\geq 60$   $\mu\text{m}$  hingegen liegen bei 50  $\mu\text{m}$  und weniger. Die theoretische Auslegung des Aktuatorverbunds basiert auf der Annahme einer Biegebalkendicke von 40  $\mu\text{m}$ , um

106  $\mu\text{m}$  Vorauslenkung im Arbeitszustand und 130  $\mu\text{m}$  im Fertigungszustand zu erreichen. Aufgrund der mechanischen Schichtspannungen durch vorliegende Fertigungsbedingungen beträgt die Vorauslenkung bei einer Schichtdicke von 40  $\mu\text{m}$  etwa 350  $\mu\text{m}$ . Um den Wert von 130  $\mu\text{m}$  zu erreichen (Abschnitt 3.9) ist eine Schichtdicke von 50  $\mu\text{m}$  bis 55  $\mu\text{m}$  erforderlich.

#### 4.4.3 Langzeituntersuchungen zu den Vorauslenkungen des Aktuatorverbunds

Ähnlich anderen Polymeren können auch ORMOCER®e eine Änderung des Materialzustands über einen größeren Zeitraum zeigen, die je nach Prozessierung und Umgebungsbedingungen unterschiedlich ausgeprägt sein kann [203, 204, 205]. Um die Auswirkungen auf die Vorauslenkungen der Funktionsplattformen abschätzen zu können, werden zwei weitere Substrate mit identischen Aktuatorverbänden hergestellt und jeweils 10 charakterisiert und die Messergebnisse gemittelt. Probe 01 wird mit dem in Abbildung 29 dargestellten Prozess hergestellt. Probe 02 hingegen mit einer zusätzlichen Wärmebehandlung nach der UV-Belichtung prozessiert. Es wird der vollständige Stellweg sowie die hierfür notwendige Kraft aus der Ruhelage der Funktionsplattform bis zur Substratoberfläche gemessen. Nach Auslösen der Opferschicht werden über einen Zeitraum von 47 Tagen an jedem Aktuatorverbund 11 Messungen durchgeführt. Der zeitliche Abstand der Messungen untereinander wird kurz gehalten und erst mit fortschreitender Zeitdauer vergrößert, um größere anfängliche Änderungen besser zu erfassen. Die Messergebnisse des potenziellen Stellwegs über die Zeit sind in Abbildung 32 dargestellt, die für den vollen Stellweg notwendige Kraft in Abbildung 33.

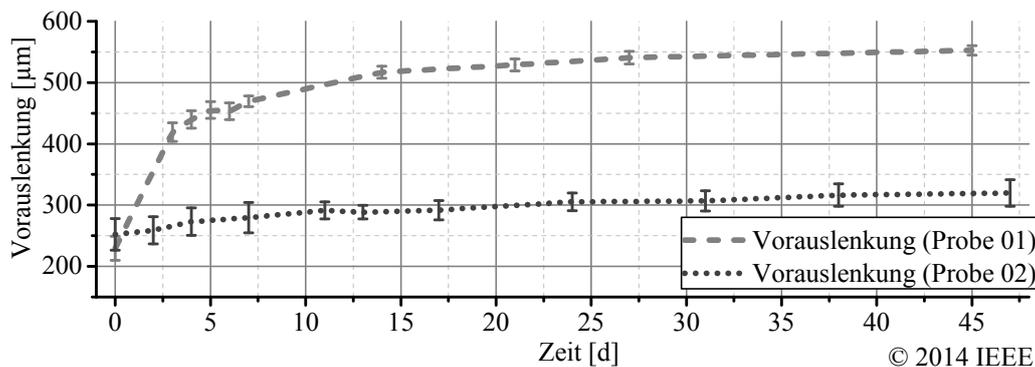


Abbildung 32: Das Diagramm zeigt die gemittelte, sich ändernde Vorauslenkung der Probe 01 und 02 über einen Zeitraum von 45 bzw. 47 Tagen. Bildquelle: [198]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE.

Die Dicke der Biegebalken von Probe 01 beträgt im Mittel  $50 \pm 1,4 \mu\text{m}$  und zeigt in der ersten Messung eine mittlere Vorauslenkung von 229  $\mu\text{m}$ . Mit  $46 \pm 2,1 \mu\text{m}$  ist die Biegebalkendicke der zusätzlich wärmebehandelte Probe 02 um 4  $\mu\text{m}$  geringer als bei Probe 01. Im Durchschnitt liegt die Vorauslenkung von Probe 02 erwartungsgemäß um 23  $\mu\text{m}$  höher und hat einen Mittelwert von 252  $\mu\text{m}$ . Die resultierenden Vorauslenkungen entsprechen damit den aus Abbildung 31 erwarteten Werten, wobei die Vorauslenkung von Probe 01 etwa 50  $\mu\text{m}$

über dem Erwartungswert liegt. Zurückgeführt wird dies auf Schwankungen in der Kontaktzeit mit dem Entwickler.

Über einen Zeitraum von 45 bzw. 47 Tagen verändert sich die gemessene Vorauslenkung der Aktuatorverbände beider Proben. Die Vorauslenkung von Probe 01 beginnt bei einem Mittelwert von 229  $\mu\text{m}$  und steigt auf 562  $\mu\text{m}$  nach 45 Tagen. Dies bedeutet eine Steigerung auf 245 % des Startwerts. Der Großteil dieser Änderung erfolgt in den ersten 5 Tagen nach Auslösen der Opferschicht. Nach etwa 20 Tagen wird ein Plateau erreicht, die Veränderung der Vorauslenkung sinkt und die Vorauslenkung der Funktionsplattform bleibt nahezu konstant. Probe 02 wurde einer zusätzlichen Wärmebehandlung nach der UV-Belichtung ausgesetzt, die Vorauslenkung am Tag 0 ist mit einem Mittelwert von 252  $\mu\text{m}$  sehr ähnlich. Im Gegensatz zu Probe 01 nimmt die Vorauslenkung über den gemessenen Zeitraum um nur 67  $\mu\text{m}$  zu und steigt damit auf 319  $\mu\text{m}$ . Dies bedeutet einen Zuwachs von lediglich 26,6 %. Neben dem deutlich geringeren Anstieg der Vorauslenkung ist die Änderung gleichmäßiger über den Messzeitraum verteilt.

Ein analoges Verhalten lässt sich in der notwendigen Kraft für die volle Auslenkung erkennen (Abbildung 33). Probe 01 zeigt einen Wert von 724  $\mu\text{N}$  für die volle Auslenkung direkt nach Auslösen der Opferschicht. Dem steht nach 45 Tagen eine notwendige Kraft von 3200  $\mu\text{N}$  gegenüber, eine Steigerung auf 442 % des Ursprungswerts. Auch hier stellt sich nach 20 Tagen ein Plateaubereich ein und die notwendige Kraft nähert sich asymptotisch einem Grenzwert. Der Kraftverlauf von Probe 02 ist der Änderung der Vorauslenkung aus Abbildung 32 ähnlich. Im Vergleich zu Probe 01 ist der Startwert mit 1630  $\mu\text{N}$  um das 2,25-fache größer. Nach 47 Tagen wird ein Wert von 2130  $\mu\text{N}$  erreicht. Der Kraftanstieg entspricht mit den resultierenden 30 % dem Anstieg der Vorauslenkung.

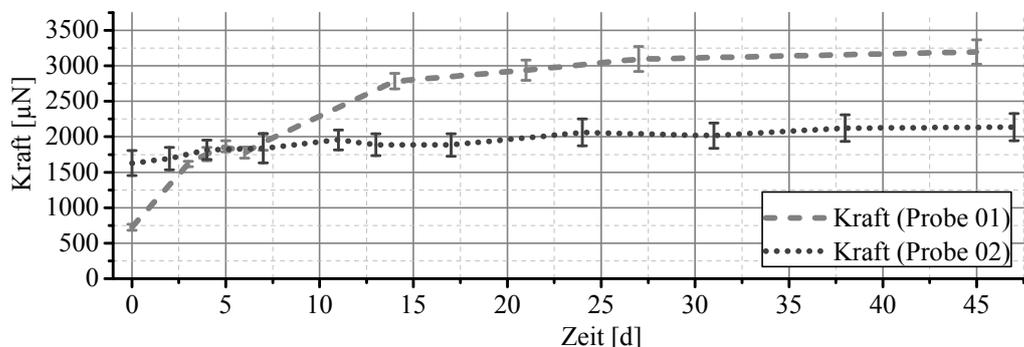
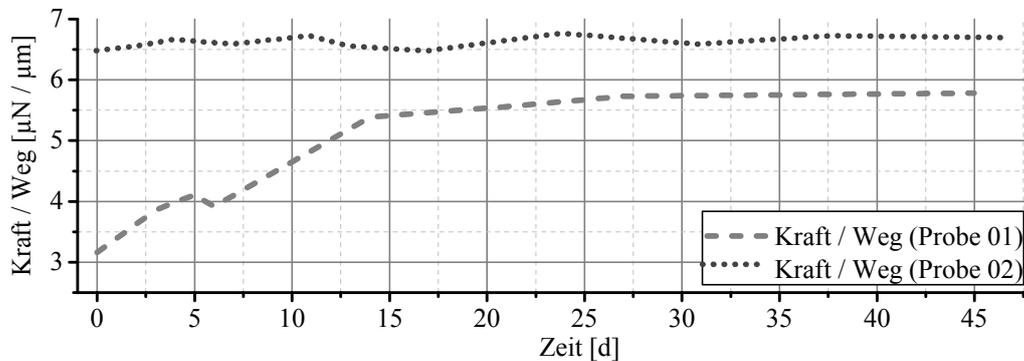


Abbildung 33: Das Diagramm zeigt die Mittelwerte der notwendigen Kraft für die volle Auslenkung der Funktionsplattform als eine Funktion der Zeit.

Die Auswertung dieser Messreihen wird mit der Betrachtung der Kraft pro Weg, der Federsteifigkeit, für beide Proben abgeschlossen. Aus dem Ergebnisdiagramm in Abbildung 34 kann abgelesen werden, dass die Federsteifigkeit für die nicht-wärmebehandelte Probe auf den doppelten Wert ansteigt. Demgegenüber zeigt die wärmebehandelte Probe 02 einen höheren, aber effektiv konstanten Wert über den gesamten Messzeitraum.



**Abbildung 34:** Das Diagramm zeigt die aus den Kraft- und Wegmessungen berechnete Federsteifigkeit.

Im Vergleich der Kraft- und Auslenkungsmessungen über mehrere Wochen einer unbehandelten und einer behandelten Probe wird die Notwendigkeit der Wärmebehandlung deutlich. Die hierzu aufgestellte These basiert auf der Annahme, dass der Entwickler das zum Zeitpunkt der Entwicklung unvollständig vernetzte ORMOCOMP® teilweise löst. Gleichzeitig dringt der aus unterschiedlichen Lösungsmitteln bestehende Entwickler in das gering vernetzte ORMOCOMP® ein und stört die weitere Vernetzung bei nachfolgender Belichtung. Durch die noch vorhandene Opferschicht und die metallisierte Unterseite der Biegebalken kommt der Entwickler überwiegend mit der Oberseite des Biegebalkens in Kontakt. Der flüchtige Entwickler gast nach der Fertigung über einen längeren Zeitraum aus und ändert damit den Materialzustand des ORMOCOMP®s. Die zusätzliche Wärmebehandlung treibt den Entwickler bereits vor der abschließenden Belichtung und Vernetzung aus und resultiert damit in einem stabileren Polymer [206]. Zu beachten ist, dass hohe Temperaturen den im ORMOCOMP® vorhandenen Photoinitiator zerstören und damit eine nachfolgende Belichtung erschweren oder verhindern. Diese These konnte noch nicht durch den experimentellen Nachweis bestätigt werden.

Obwohl die vorgenommene Wärmebehandlung noch nicht ausreicht, um eine zeitliche Veränderung vollständig zu unterdrücken, konnte die Änderung der Vorauslenkung auf ein Zehntel reduziert und die Steifigkeitsänderung der Aktuatorverbände nahezu vollständig eliminiert und somit konstant gehalten werden. Dennoch muss die Dicke der Biegebalken auf 50  $\mu\text{m}$  bis 60  $\mu\text{m}$  erhöht werden, um die Zunahme der Vorauslenkung zu berücksichtigen.

## 4.5 Zusammenfassung der Technologie- und Prozessentwicklung

In diesem Kapitel wurde der entwickelte technologische Prozess zur Herstellung der Aktuatorverbünde beschrieben und die Anwendbarkeit durch die Herstellung von Technologiedemonstratoren gezeigt. Anhand dieser wurde der für die theoretische Auslegung notwendige Elastizitätsmodul mit hoher Genauigkeit und in Übereinstimmung mit der Literatur ermittelt. Am technologischen Prozess wurden Optimierungen durch eine zusätzliche Wärmebehandlung vorgenommen, die eine zeitliche Abhängigkeit des Material- bzw. Spannungszustands über größere Zeiträume deutlich reduziert, die Änderungen in der Vorauslenkung minimiert und das Polymer stabilisiert.

Es wurde festgestellt, dass die mechanischen Schichtspannungen größer ausfallen als angenommen und die gemessene Vorauslenkung mit  $350\ \mu\text{m}$  für eine Biegebalkendicke von  $40\ \mu\text{m}$  die im theoretischen Modell angenommene Vorauslenkung von  $130\ \mu\text{m}$  um  $220\ \mu\text{m}$  übersteigt. Um den mechanischen Schichtspannungen zu entsprechen, wurde in Abhängigkeit von der Biegebalkendicke die Vorauslenkung untersucht und auf  $50\ \mu\text{m}$  bis  $55\ \mu\text{m}$  erhöht. Das Langzeitverhalten des Polymers, quantifiziert anhand der Änderung der Vorauslenkung über längere Zeiträume, wurde durch die Wärmebehandlung auf ein Zehntel des ursprünglichen Wertes reduziert. In der Biegebalkendicke muss die noch bestehende zeitliche Änderung beachtet und vorgehalten werden. Um dem theoretisch entwickelten Konzept des Aktuatorverbunds mit einer voraussichtlichen Vorauslenkung im Bereich von  $150\ \mu\text{m}$  bis  $50\ \mu\text{m}$  zu entsprechen, werden die nachfolgenden Demonstratoren daher mit höheren Biegebalkendicken von  $50\ \mu\text{m}$  bis  $60\ \mu\text{m}$  abgeformt.

## 5 Charakterisierung der Demonstratoren

Auf Basis des entwickelten Herstellungsprozesses wird das theoretisch ausgelegte Konzept des Aktuatorverbunds experimentell umgesetzt und charakterisiert. Hierfür werden die gefertigten Demonstratoren in Hinblick auf das statische und dynamische Verhalten untersucht. Die statischen Messungen umfassen die Auslenkung der Funktionsplattform abhängig von der Steuerspannung und dem in Abschnitt 3.6 entwickelten segmentierten Layout für die ortsfesten Elektroden mit einer zweiten, sich verjüngenden Elektrode. Für die Messung des dynamischen Verhaltens werden die Resonanzfrequenzen der Aktuatorverbünde abhängig von den Biegebalkendicken sowie die Verschiebung der Resonanzfrequenzen bei Nutzung der segmentierten Elektroden im Fertigungs- und im Arbeitszustand gemessen. Das Kapitel schließt mit einer allgemeinen Auswertung und dem Vergleich der theoretischen mit den experimentellen Ergebnissen.

### 5.1 Messaufbau und -ablauf der statischen Charakterisierung

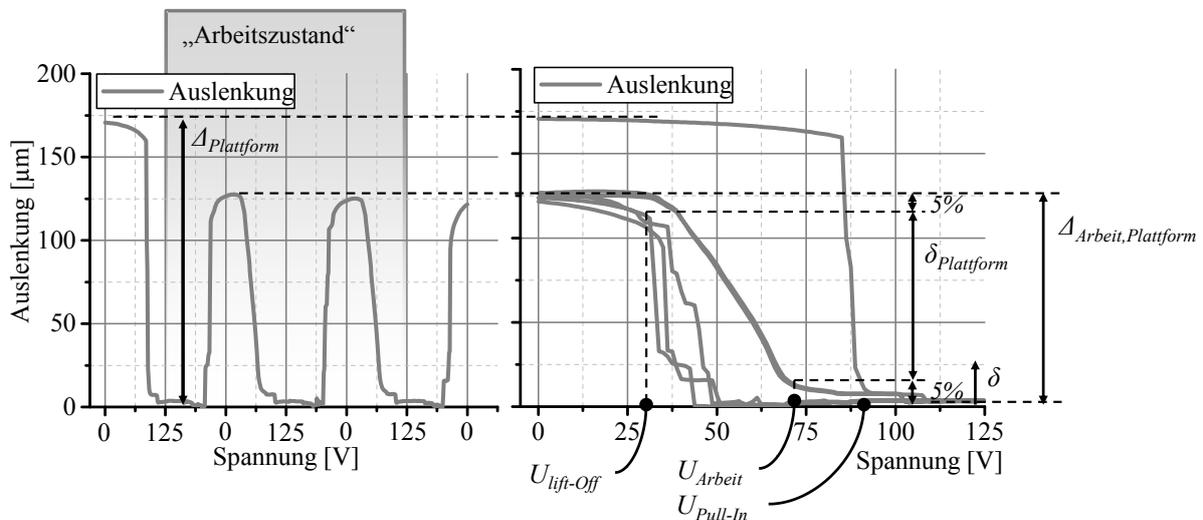
Die Messung des statischen Auslenkungsverhaltens wird mit einem LK-G10 Lasertriangulationssensor (LTS) (Keyence Deutschland GmbH, Deutschland) durchgeführt. Dieser misst die absolute Entfernung der Funktionsplattform vom Sensorkopf. Das Programm des gesamten Messablaufs wurde in LabView umgesetzt. Damit wird der Lasertriangulationssensor ausgelesen und gleichzeitig werden die anzulegenden Potenzialdifferenzen über einen 16 bit A/D-Wandler NI USB-6259 (National Instruments Corporation, USA) und einen TREK Model 2220 (TREK INC., USA) Spannungsverstärker eingestellt. Über Kontaktspitzen werden die jeweiligen Elektrodenkontaktflächen des zu messenden Aktuatorverbunds kontaktiert. Die Kontakte sind dabei so ausgelegt, dass die bewegliche Elektrode der Wanderkeilaktuatoren auf Massepotenzial liegt und die vereinzelt Elektroden der ortsfesten Elektrodengruppe jeweils getrennt mit einer individuellen elektrischen Spannung in Bezug auf die bewegliche Elektrode angesteuert werden können.

In der LabView-Software ist auch das Steuerspannungsregime hinterlegt. Analog zu dem Spannungsregime in der theoretischen Auslegung sieht dieses einen Einschaltvorgang vor, in dem die Spannung an beiden ortsfesten Elektroden gleichzeitig bis zum eingestellten Höchstwert erhöht wird. Die Wanderkeilaktuatoren werden in einem Pull-In an die ortsfesten Elektroden gezogen. Nachdem auf diese Weise der Arbeitszustand hergestellt wurde, wird die Spannung an der ersten Elektrode auf dem Höchstwert gehalten und die Spannung an der zweiten Elektrode linear von 0 V auf den Höchstwert gesteigert und wieder auf 0 V reduziert. Die Messung wird abgeschlossen, indem die elektrische Spannung an beiden Elektroden im

Ausschaltvorgang wieder auf null reduziert wird. Jede Flanke des Spannungsregimes wird von der Steuersoftware in 100 Schritte geteilt. Die eingestellte Spannung wird nach jedem Schritt 200 ms gehalten und die absolute Entfernung der Funktionsplattform zum LTS gemessen.

## 5.2 Ergebnisse der statischen Charakterisierung im Arbeitszustand

Das in Kapitel 3 entworfene Konzept des Aktuatorverbunds setzt eine durch mechanische Schichtspannungen hervorgerufene Vorauslenkung von  $130\ \mu\text{m}$  im nicht-angeregten Fertigungszustand voraus, um den spezifizierten Hub der Funktionsplattform von  $100\ \mu\text{m}$  im Arbeitszustand zu erreichen. Für die Charakterisierung wird der Arbeitszustand jedes Aktuatorverbunds zweimal durchlaufen. Ausgewertet werden ausschließlich die Aktuatorverbünde, die eine Wiederholbarkeit von Hub und Steuerspannung von  $> 90\%$  aufweisen. In dieser Probenreihe erfüllen 10 von 13 gemessene Demonstratoren dieses Kriterium. Anhand einer ausgewählten Messung wird eine Auswertung exemplarisch durchgeführt und schrittweise erläutert (Abbildung 35). Dieses Auswerteverfahren wird auf alle Messungen der Aktuatorverbünde angewendet und die Ergebnisse werden in Tabelle 9 (Seite 76) zusammengefasst.



**Abbildung 35:** Dargestellt ist die exemplarische Auswertung einer Messung für die spannungsabhängige Auslenkung eines Aktuatorverbunds. Die Messposition liegt im Zentrum der Funktionsplattform. Links dargestellt ist die Auslenkung über die zeitliche Abfolge der Spannungsschritte. Im Diagramm eingefärbt ist der Arbeitszustand, in dem ausschließlich die Spannung an der zweiten Elektrode verändert wird. Rechts ist die Auslenkung über die Spannung aufgetragen, die Skalierung der y-Achse ist unverändert.

Der grundsätzliche Verlauf ist bereits aus der theoretischen Auslegung aus Abschnitt 3.9 bekannt. Durch die mechanischen Schichtspannungen im ORMOCOMP® wird in einem Aktuatorverbund mit  $55\ \mu\text{m}$  Biegebalkendicke eine Vorauslenkung im nicht-angeregten Fertigungszustand von  $168\ \mu\text{m}$  erzeugt. Um den höheren Schichtspannungen zu entsprechen und die Vorauslenkung durch eine höhere Schichtdicke auf den theoretischen Zielwert von  $130\ \mu\text{m}$  einzustellen, wurde die Dicke der Biegebalken  $15\ \mu\text{m}$  größer als in der theoretischen

Auslegung vorgesehen. Der Pull-In zum Herstellen des Arbeitszustands erfolgt daher bei einer höheren Spannung von 91 V. Im Arbeitszustand wird einzig die Spannung an der zweiten Elektrode reduziert und die einzelnen Wanderkeilaktuatoren heben sich in Sprüngen von der zweiten Elektrode ab. Dies verhindert eine zuverlässige Positionierung der Funktionsplattform beim Reduzieren der Steuerspannung. Im Gegensatz zur Theorie zeigt sich im Experiment somit ein Hystereseverhalten. Erst bei Spannungen von  $< 17$  V ist der Lift-Off, gemeint ist das vollständige Abheben der beweglichen Elektrode von der ortsfesten, abgeschlossen und 95 % der Vorauslenkung des Arbeitszustands wieder hergestellt. Diese 95 % der Vorauslenkung definieren gleichzeitig den potenziellen Stellweg der Funktionsplattform. Die effektive Vorauslenkung im Arbeitszustand für diesen Aktuatorverbund beträgt damit  $124 \mu\text{m}$ . Die Spannung wird nun ausschließlich an der zweiten Elektrode wieder erhöht, die Funktionsplattform damit in Richtung der ortsfesten Elektrode gezogen. Mit einer angelegten Spannung von 80 V wird eine Auslenkung von  $112 \mu\text{m}$  realisiert. Das Auslenkungsverhalten ist dabei über den gesamten Stellweg Pull-In-frei und im Spannungsbereich von 40 V bis 70 V mit einem Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 0,9964$  linear.

Das Konzept der segmentierten und formangepassten Elektroden für ein Pull-In-freies Stellverhalten durch Schaffung eines idealen Wanderkeilaktuators mit auslenkungsangepassten elektrostatischen Anziehungskräften wird durch den experimentellen Nachweis bestätigt.

Dieser Steuerspannungszyklus wird ein weiteres Mal durchlaufen. Das Verhalten ist nahezu unverändert, Abweichungen in der Auslenkung im Vergleich zum vorherigen Zyklus sind für gleiche Steuerspannungen  $< 3 \mu\text{m}$ . Wird die elektrische Spannung an beiden Elektroden auf 0 V reduziert, der Aktuator somit ausgeschaltet, erfolgt der Lift-Off bei 7 V. Es fällt auf, dass die Auslenkung der Funktionsplattform nicht auf den ursprünglichen Wert der Vorauslenkung von  $168 \mu\text{m}$  zurückgeht, sondern bei  $118 \mu\text{m}$  verbleibt. Die Ursache hierfür und für das festgestellte Hystereseverhalten wird in Abschnitt 5.6 diskutiert.

Für die Auswertung und tabellarische Darstellung werden folgende Kenngrößen definiert (siehe auch Abbildung 35 für eine grafische Darstellung): Die Vorauslenkung der Funktionsplattform  $\Delta_{\text{Plattform}}$  im nicht-angeregten Zustand und die Vorauslenkung  $\Delta_{\text{Arbeit, Plattform}}$  der Funktionsplattform im Arbeitszustand. Diese beschreiben die Abstände der Funktionsplattform von der Substratoberfläche im Fertigungszustand bzw. im nicht-angeregten Arbeitszustand nach Schließen des Elektrodenspalts. Die elektrostatisch angeregte Auslenkung der Funktionsplattform aus der Ruhelage im Arbeitszustand ist  $\delta_{\text{Plattform}}$ . Die Bestimmung der Auslenkungen erfolgt nicht über die gemessenen minimalen bzw. maximalen Werte, sondern anhand entsprechender Kenngrößen sobald 95 % bzw. 5 % des minimalen bzw. maximalen

Wertes erreicht werden. Damit werden Ausreißer entfernt, die Messkurven auf das wesentliche Funktionsverhalten reduziert und die Kenngrößen somit zuverlässig bestimmt. Eine weitere wichtige Größe ist die Pull-In-Spannung  $U_{Pull-In}$ . Der Pull-In wird als vollständig angenommen, wenn die Auslenkung der Funktionsplattform 5 % des Wertes der Vorauslenkung unterschreitet. Zusätzlich wird die Arbeitsspannung  $U_{Arbeit}$  definiert. Dies ist die notwendige Spannung, um im Arbeitszustand eine Auslenkung zu erreichen, die 95 % des potenziellen Stellwegs entspricht. Mit Verringerung der Spannung ergibt sich die Lift-Off-Spannung  $U_{Lift-Off}$ . Diese bezeichnet den Spannungswert, an dem der Hub auf 95 % der Vorauslenkung  $\Delta_{Arbeit, Plattform}$  zurückgegangen ist. Aus der Arbeitsspannung  $U_{Arbeit}$  bzw. der Pull-In-Spannung  $U_{Pull-In}$  und den jeweiligen Lift-Off-Spannungen wird die Hysteresebreite  $U_{Hysteresese}$  berechnet.

Dieses Auswerteverfahren wird auf alle Messungen angewendet und die ermittelten Kenngrößen in Tabelle 9 zusammengefasst. Es werden nur Kenngrößen zu Messungen aufgeführt, deren wiederholte Messkurven Abweichungen von weniger als 10 % aufweisen. Gemessen wurden in dieser Probenreihe 13 Proben, wovon 10 ein wiederholbares Auslenkungsverhalten aufweisen. Die Ergebnisse der Probe 01 entsprechen der Messkurve in Abbildung 35.

**Tabelle 9:** Aufgeführt ist die Zusammenfassung der ausgewerteten Messungen für die statischen Auslenkungen der hergestellten Aktuatorverbände. Hervorgehoben sind die entscheidenden Kenngrößen mit farblicher Kodierung, ob die Spezifikationen erfüllt sind.

Aktuator-Nr.	Vorauslenkung des Fertigungszustands	Vorauslenkung des Arbeitszustands	Stellweg	Pull-In-Spannung	Arbeitsspannung	Lift-Off-Spannung	Hysteresebreite
Einheiten	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	V	V	V	V
Probe 01	168	124	112	91	80	18	62
Probe 02	144	112	100	91	89	2	87
Probe 03	157	110	99	100	71	23	48
Probe 04	189	142	127	124	74	16	58
Probe 05	164	119	107	77	72	11	61
Probe 06	224	168	151	108	98	27	71
Probe 07	184	132	119	80	71	18	53
Probe 08	196	156	140	86	80	26	54
Probe 09	210	156	141	96	87	22	65
Probe 10	187	131	118	91	83	16	67

Die wichtigste Anforderung der Pull-In-freien Auslenkung der Funktionsplattformen wird von jeder dieser Proben vollständig erfüllt. Den spezifizierten Stellweg von  $\geq 100 \mu\text{m}$  erfüllen 9 der 10 Proben, wobei der niedrigste Stellweg mit  $99 \mu\text{m}$  die Anforderung um lediglich  $1 \mu\text{m}$  unterschreitet (Probe 03). Der höchste gemessene Stellweg liegt bei  $151 \mu\text{m}$  bei einer Arbeitsspannung von  $98 \text{ V}$  (Probe 06). Im Arbeitszustand wird von jeder Probe die Spezifikation einer Steuerspannung von  $\leq 100 \text{ V}$  erfüllt. Die niedrigste erforderliche Steuerspannung im Arbeitszustand liegt bei  $71 \text{ V}$  (Probe 03), die höchste bei  $98 \text{ V}$  (Probe 06). Einzig die Pull-In-Spannungen bei zwei Proben liegen mit  $109 \text{ V}$  (Probe 06) und  $124 \text{ V}$  (Probe 04) über dem Vorgabewert von  $100 \text{ V}$ . Mindestens  $77 \text{ V}$  sind für einen Pull-In erforderlich. Das Hystereseverhalten weicht von den theoretischen Ergebnissen für das Aktuatorverhalten ab und wird in Abschnitt 5.6 diskutiert. Die Hysteresebreite im Arbeitszustand umfasst einen Spannungsbereich von  $48 \text{ V}$  bis  $87 \text{ V}$ .

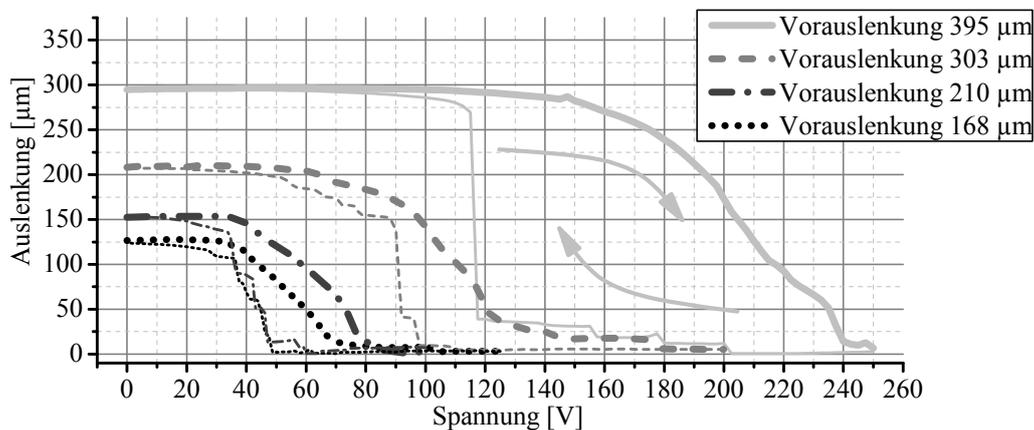
Die Erhöhung der abgeformten Biegebalkendicke auf  $50 \mu\text{m}$  bis  $60 \mu\text{m}$  konnte die Vorauslenkungen weit genug reduzieren, um Aktuatorverbände mit den Spezifikationen entsprechendem Stellverhalten herstellen zu können. Trotz der  $15 \mu\text{m}$  höher gewählten Schichtdicke liegen die Arbeitsspannungen mit notwendigen  $70 \text{ V}$  bis  $90 \text{ V}$  etwa  $20 \%$  unter dem spezifizierten Höchstwert und die Stellwege im Arbeitszustand mit  $100 \mu\text{m}$  bis  $150 \mu\text{m}$  etwa  $25 \%$  über den Vorgaben. Damit werden die Spezifikationen vollständig erfüllt und das Funktionsverhalten der theoretisch ausgelegten Aktuatoren wird bestätigt.

### 5.3 Charakterisierung von Aktuatoren mit höheren Vorauslenkungen

Aufgrund der fertigungsbedingt eingetragenen mechanischen Schichtspannungen und des auftretenden Langzeitverhaltens konnten ebenfalls Aktuatorverbände mit Vorauslenkungen bis  $468 \mu\text{m}$  hergestellt und gemessen werden. In diesem Abschnitt wird ein Überblick über die Kenngrößen dieser charakterisierten Aktuatorverbände gegeben. Das Messverfahren für die statischen Auslenkungsmessungen wird unverändert beibehalten. Um der höheren Vorauslenkung zu begegnen, werden die angelegten Steuerspannungen teilweise erhöht. Auch hier wird der Arbeitszustand zweimal gemessen. Mit den Steuerspannungen wird gleichzeitig die Stärke des elektrischen Feldes zwischen den Elektroden erhöht und damit die auftretenden Hysterese- und Ladungsspeichereffekte verstärkt. Aufgrund dessen wird die Anforderung der Wiederholbarkeit mit Abweichungen  $< 10 \%$  für Aktuatorverbände mit höheren Vorauslenkungen (Probenreihe 03) nicht angewendet. Ein- und Ausschaltvorgang werden für eine bessere Übersichtlichkeit nicht dargestellt. Die rückläufige Kurve mit Hysterese wird mit halbiertem Linienstärke dargestellt. Betrachtet wird an dieser Stelle ausschließlich der Arbeitszustand, wobei die Pull-In-Spannung zum Herstellen des Arbeitszustands den dargestellten Span-

nungsbereich in keinem Fall überschreitet. Die Kurven für vier exemplarische Messungen sind in Abbildung 36 dargestellt. Die Vorauslenkung des Fertigungszustands ist im jeweiligen Kurvennamen enthalten.

Die höheren Vorauslenkungen ermöglichen höhere Stellwege der Funktionsplattform, erfordern jedoch höhere Steuerspannungen. Aktuatorverbünde mit Vorauslenkungen von 168  $\mu\text{m}$  und 210  $\mu\text{m}$  resultieren in einem nutzbaren Stellweg der Funktionsplattform im Arbeitszustand von 112  $\mu\text{m}$  bzw. 141  $\mu\text{m}$ . Diese Probenreihen wurden in Abschnitt 5.2 beschrieben. Hier wird die volle Auslenkung im Arbeitszustand bereits bei 80 V Steuerspannung erreicht. Das Auslenkungsverhalten ist vollständig Pull-In-frei. Mit einer Vorauslenkung von 303  $\mu\text{m}$  steigt der potenzielle Stellweg der Funktionsplattform auf 187  $\mu\text{m}$ , die Steuerspannung auf 145 V. Auch für diesen Fall ist das Anziehungsverhalten bei Erhöhung der Steuerspannung ohne Pull-In-Effekt.



**Abbildung 36:** Dargestellt sind die Auslenkungskurven der Funktionsplattformen im Arbeitszustand. Charakterisiert wurden Aktuatorverbünde mit Vorauslenkungen, die deutlich über die Spezifikationen hinausgehen. Die Ein- und Ausschaltvorgänge sind nicht dargestellt. Die Kurven für rückläufige Steuerspannungen sind mit reduzierter Strichstärke eingezeichnet.

Erst bei Aktuatorverbünden mit einer Vorauslenkung von 395  $\mu\text{m}$  und einem realisierten Stellweg von 297  $\mu\text{m}$  ist das stetige Auslenkungsverhalten bei Zunahme der Steuerspannung an der zweiten Elektrode nicht mehr zuverlässig über den kompletten Stellweg gegeben. Grundsätzlich sind die Charakteristiken des linearisierten Auslenkungsverhaltens nach wie vor vorhanden, mit zunehmender Steuerspannung und Auslenkung treten jedoch vermehrt Unregelmäßigkeiten und Pull-In-ähnliche Effekte auf. In der dargestellten Kurve ist dies bei Steuerspannungen von 230 V bis 240 V bei fast vollständiger Auslenkung erkennbar. Die entwickelte Elektrodengeometrie und die damit angepassten elektrostatischen Anziehungskräfte sind für Vorauslenkungen im Fertigungszustand im Bereich bis 150  $\mu\text{m}$  ausgelegt und können den veränderten Verhältnissen durch die höhere Vorauslenkung von 395  $\mu\text{m}$  und den damit einhergehenden geänderten Elektrodenabstandsfunktionen nicht mehr genügen. Zusätz-

lich sind aufgrund der höheren erforderlichen Steuerspannungen und des entsprechend stärkeren elektrischen Feldes remanente Ladungseffekte ausgeprägter und beeinflussen deutlicher das Auslenkungsverhalten durch zeitabhängige Speichereffekte. Ein Indiz hierfür sind die steigenden Hysteresebreiten für Aktuatoren mit höheren Vorauslenkungen und damit höheren Steuerspannungen. Eine ausführlichere Erklärung mit Lösungsansatz wird in Abschnitt 5.6 vorgestellt. Das Konzept der geteilten ortsfesten Elektrode, um zum einen den Elektroden-spalt zu schließen und zum anderen ein angepasstes Auslenkungsverhalten zu realisieren, ist dennoch in diesem Vorauslenkungsbereich erkennbar. Die Charakteristiken werden bis zu einer Vorauslenkung von 395  $\mu\text{m}$  im Fertigungszustand bestätigt und die volle Funktionalität bis 303  $\mu\text{m}$  nachgewiesen. Eine Übersicht über alle Messreihen von Aktuatorverbänden mit unterschiedlichen Vorauslenkungen wird in Kapitel 6 gegeben.

#### **5.4 Messaufbau und -ablauf der dynamischen Charakterisierung**

Für die Charakterisierung des dynamischen Verhaltens wird ein Laserscanning Vibrometer PSV-400 (Polytec GmbH, Deutschland) benutzt. Der grundsätzliche Messaufbau ist dem Messaufbau der statischen Messung ähnlich. Statt des LTS wird das Laserscanning Vibrometer (LV) benutzt und der LV-interne A/D-Wandler NI PCI-6110 (National Instruments Corporation, USA) gibt über den angeschlossenen Spannungsverstärker TREK Model 2220 (TREK INC., USA) ein periodisches Chirp-Signal, ein Signal mit zeitlicher Änderung der Frequenz, zur Ansteuerung der Aktuatoren aus. Das LV fokussiert einen Laserstrahl auf das Messobjekt und koppelt den zurückgestreuten Anteil in das Interferometer im Messkopf ein. Dieses vergleicht den Messstrahl mit einem internen Referenzstrahl. Die Frequenzdifferenz zwischen Mess- und Referenzstrahl ist dabei proportional zur momentanen Geschwindigkeit des Messobjekts und die Phasendifferenz proportional zur momentanen Position [207]. Unter Berücksichtigung des ausgegebenen Chirp-Signals bei der Auswertung wird somit die frequenzabhängige Antwort des Aktuators auf die elektrische Anregung bestimmt.

Die Resonanzfrequenzen werden in zwei unterschiedlichen Zuständen gemessen: Im Fertigungs- sowie im Arbeitszustand. Für die erste Messreihe wird die bewegliche Elektrode auf Massepotenzial gelegt und die beiden ortsfesten Elektroden mit der Steuerspannung kontaktiert. Damit werden beide Elektroden auf ein gemeinsames Potenzial gelegt und effektiv als eine verwendet. Die mechanische Antwort des Aktuatorverbands auf die elektrische Anregung wird vom LV an 31 Positionen auf der Funktionsplattform gemessen. Für die zweite Messreihe der Resonanzfrequenzen wird bei den Aktuatorverbänden zunächst durch Ansteuerung der beiden ortsfesten Elektroden mit einer Gleichspannung der Pull-In der Wanderkeilaktuatoren hervorgerufen und der Arbeitszustand hergestellt. Die Kontaktierung der zweiten

Elektrode wird von der Gleichspannungsquelle gegen einen LV-kontrollierten Verstärker gewechselt, welcher das Chirp-Signal ausgibt. Zusätzlich wird ein Offset auf das Signal gelegt, um eine unveränderte Richtung des Spannungsabfalls bei der Ansteuerung zu gewährleisten. Damit kann die erste Elektrode den Biegebalken im Arbeitszustand halten und die zweite Elektrode die frequenzabhängige Anregung realisieren.

## 5.5 Ergebnisse der dynamischen Charakterisierung im Arbeitszustand

Die Messungen der dynamischen Antwort der Aktuatorverbände werden für zwei Zustände durchgeführt. Zum einen wird die Resonanzfrequenz im Fertigungszustand gemessen. Dies geschieht über die gleichzeitige Anregung beider ortsfester Elektroden mit gleichem Potenzial. Zum anderen wird die Resonanzfrequenz im Arbeitszustand, nach Schließen des Elektrodenpalts, aufgenommen. Die Auswertung der Resonanzfrequenzen erfolgt ebenfalls mit zwei Schwerpunkten. Zum einen werden die Resonanzfrequenzen in Abhängigkeit von der Dicke der Biegebalken ausgewertet. Grundlage hierfür sind die Messergebnisse von Biegebalken mit Dicken von 35  $\mu\text{m}$  bis 75  $\mu\text{m}$ , dargestellt in Abbildung 37. Zum anderen werden die Aktuatorverbände in Hinblick auf die Verschiebung der Resonanzfrequenzen zwischen Fertigungszustand und Arbeitszustand hin ausgewertet (Abbildung 38).

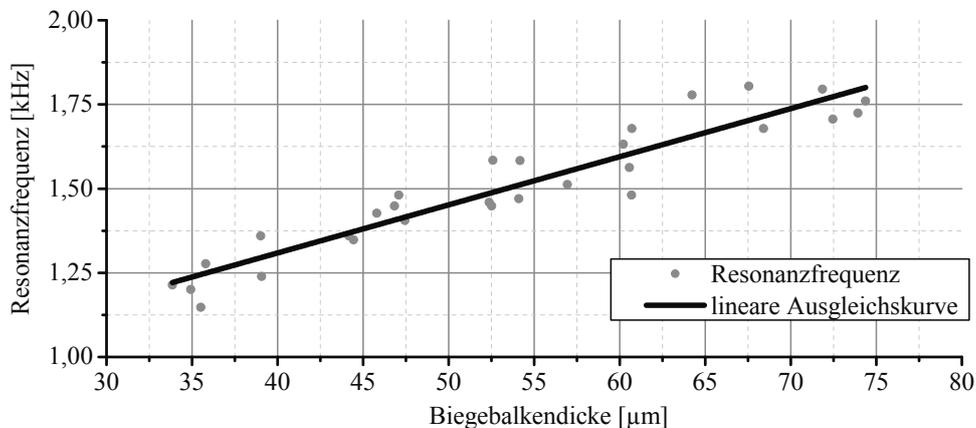
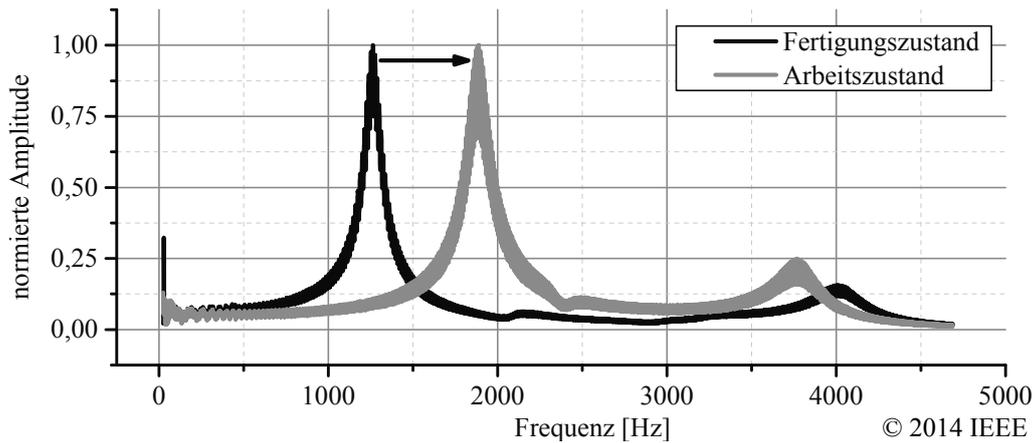


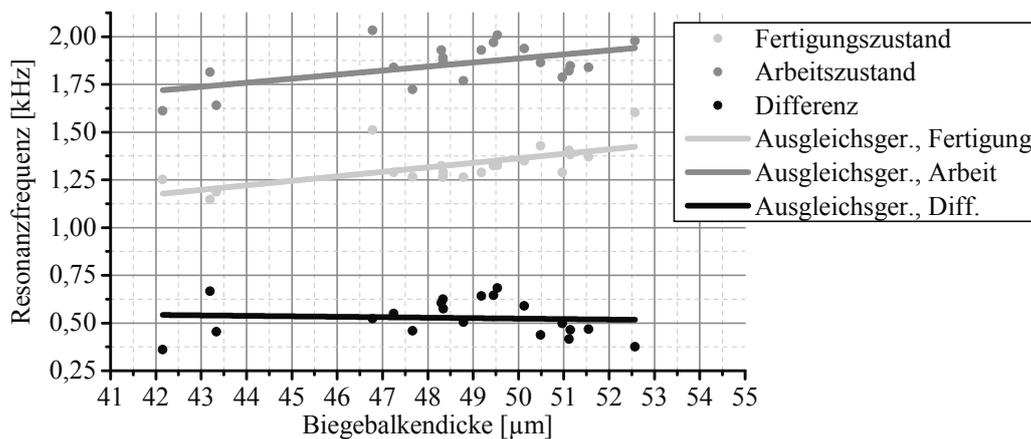
Abbildung 37: Dargestellt sind die gemessenen Resonanzfrequenzen über die Biegebalkenschichtdicken.

Die Ergebnisse der Resonanzfrequenzmessungen zur Ermittlung der Abhängigkeit von den Dicken der Biegebalken sind in Abbildung 37 dargestellt. Es zeigt sich ein linearer Zusammenhang der Resonanzfrequenzen von den Dicken der Biegebalken. Für Biegebalkendicken von 35  $\mu\text{m}$  beginnt die Resonanzfrequenz bei 1,2 kHz und steigt auf 1,8 kHz für Biegebalkendicken nahe 75  $\mu\text{m}$ . Gemessen wurden hier die Resonanzfrequenzen im Fertigungszustand der Aktuatorverbände vor dem Pull-In.



**Abbildung 38:** Im Diagramm ist die Verschiebung der Resonanzfrequenz durch Herstellen des Arbeitszustands im Vergleich zum Fertigungszustand für eine Biegebalkendicke von 48,3  $\mu\text{m}$  dargestellt. Bildquelle: [198]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von IEEE.

Im Folgenden wird die Änderung der Resonanzfrequenzen zwischen den beiden Zuständen der Aktuatorverbände dargestellt. Ein Beispiel für die Verschiebung der Resonanzfrequenz zwischen Fertigungs- und Arbeitszustand ist in Abbildung 38 dargestellt. Die Resonanzfrequenz liegt für die Anregung im Fertigungszustand bei 1,26 kHz. Durch Herstellen des Arbeitszustands verschiebt sich diese um 620 Hz auf 1,88 kHz. Dieser Zusammenhang wird auf die Kürzung der freien Biegebalkenlänge zurückgeführt, welche in einer höheren Steifigkeit und damit einer höheren Resonanzfrequenz der Biegebalken resultiert [208, 209]. Diese Messungen werden an 20 Aktuatorverbänden durchgeführt. Die Einzelmessungen sind in einem gemeinsamen Diagramm in Abbildung 39 dargestellt und in Tabelle 10 zusammengefasst.



**Abbildung 39:** Dargestellt sind die gemessenen Resonanzfrequenzen im Fertigungszustand und im Arbeitszustand sowie die berechnete Differenz der Resonanzfrequenzverschiebung als Funktion der Biegebalkendicke.

Wie bereits gezeigt sind die Resonanzfrequenzen von den Schichtdicken abhängig und steigen aufgrund der erhöhten Steifigkeit des Aktuatorverbands mit der Dicke der Biegebalken an. Abgesehen davon sind die Einspannbedingungen durch die unterschiedlichen Anregungszustände der vorrangige, die Resonanzfrequenzen beeinflussende Faktor. Die Ausgleichsgeraden der jeweiligen Zustände sind nahezu parallel, die Verschiebung der Frequen-

zen nach Herstellen des Arbeitszustands ist über alle gemessenen Schichtdicken effektiv konstant und die Größe der Verschiebung unabhängig von den Frequenzen im Fertigungszustand. Für die Verschiebung wird ein Mittelwert von 0,5 kHz festgestellt.

**Tabelle 10:** Aufgelistet sind die ausgewerteten und gemittelten Messergebnisse, um die Differenz der Resonanzfrequenzen zwischen Fertigungs- und Arbeitszustand zu ermitteln.

	Schichtdicke	Resonanzfrequenz im Fertigungszustand	Resonanzfrequenz im Arbeitszustand	Differenz
Einheiten	$\mu\text{m}$	kHz	kHz	kHz
Mittelwert	$49 \pm 2,8$	$1,3 \pm 0,1$	$1,8 \pm 0,1$	$0,5 \pm 0,1$

Die Teilung der Elektroden erlaubt damit nicht nur das Schließen des fertigungsbedingten Elektrodenspalts, sondern auch eine Versteifung des Aktuatorverbunds durch Herstellen des Arbeitszustands aufgrund der Änderung der Einspannbedingungen der einzelnen Wanderkeilaktuatoren.

## 5.6 Hysterese

Bei den experimentellen Untersuchungen wurde ein Hystereseeffekt mit einer Breite von 50 V bis 80 V festgestellt (Abbildung 35 auf Seite 74). Die auslenkungsabhängige Anpassung der elektrostatischen Anziehungskräfte durch die Verjüngung der zweiten Elektrode sollte die Hysterese ausschließen. Hystereseeffekte sind bei elektrostatischen Aktuatoren ein bekanntes Phänomen. Neben unausgeglichene Kräfteverhältnissen werden diese auch auf remanente Ladungen zurückgeführt, welche durch das elektrische Feld nach einem Pull-In in ein Isolationsmaterial, wie z. B.  $\text{SiO}_2$ , injiziert werden. Dies ist als Time Dependent Dielectric Breakdown (zeitabhängiger dielektrischer Durchschlag – TDDB) bekannt [210, 211, 212]. Zusätzlich kann Oberflächenfeuchtigkeit parasitäre Kapazitäten auf dem Isolator bilden, welche ebenfalls Ladungen auch nach Abschalten der Steuerspannung speichern [213, 214]. In beiden Fällen erzeugen die verbleibenden Ladungen elektrostatische Anziehungskräfte, die dem Lösen der Elektroden trotz Verringern der Steuerspannung entgegenwirken und in Extremfällen ein Ablösen der Elektroden auch nach Abschalten der Steuerspannung mehrere Minuten lang verhindern [215]. In diesen Fällen kann der Hystereseeffekt durch einen hochfrequenten Wechsel der Polarisation gegenüberliegender Elektroden reduziert werden. Hierfür wird die angelegte Gleichspannung mit einem hochfrequenten Rechtecksignal multipliziert [84].

Mit den abgeformten Wanderkeilaktuatoren wird dieses Verfahren mit einer Einschränkung experimentell umgesetzt. Die bewegliche Elektrode der Wanderkeilaktuatoren bildet die einzelne Gegenelektrode zu den beiden ortsfesten Elektroden. Die individuelle Ansteuerung

der ortsfesten Elektroden ist darauf ausgelegt, dass die bewegliche Elektrode auf einem gemeinsamen Bezugspotenzial liegt. Um die von Fukushige et al. [84] veröffentlichte Lösung anwenden zu können, werden die ortsfesten Elektroden als eine Elektrode angesteuert. Der Arbeitszustand wird daher nicht hergestellt. Das Ansteuersignal wird softwareseitig durch die Multiplikation zweier Signale in LabView erzeugt und der Messaufbau aus Abschnitt 5.1 verwendet. Praktisch konnten mit dieser Software und diesem Messaufbau Rechtecksignale bis 200 Hz erzeugt und multipliziert werden. Begrenzt wird die Signalerzeugung zum einen durch ein zunehmendes Signalüberschwingen, welches in Spannungsspitzen bis zum doppelten Wert der eingestellten Spannungsamplitude resultiert und zum anderen durch die notwendige Rechenleistung zur Echtzeitverarbeitung des Signals. Um den Effekt der remanenten Ladungen effektiv zu reduzieren, beschreibt Fukushige et al. eine notwendige Signalfrequenz von 1 kHz bis 2 kHz. Mit einer maximalen Signalfrequenz von 200 Hz konnte keine zuverlässige Verminderung der Hysteresebreite beobachtet werden.

## 6 Auswertung und Diskussion der experimentellen Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Messergebnisse aus Kapitel 5 ausgewertet und diskutiert. Es wird geprüft, ob die spezifizierten Zielwerte erreicht werden. Zusätzlich werden die Auslenkungskurven der im Arbeitszustand charakterisierten Aktuatorverbände mit der Theorie verglichen, um zu beurteilen, inwieweit das numerische Modell ein geeignetes Werkzeug zur Vorhersage und Auslegung darstellt.

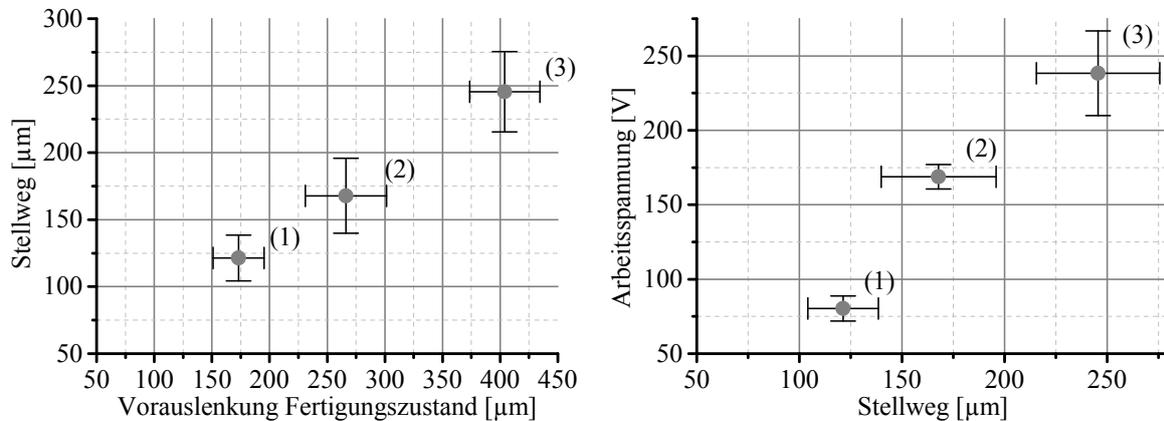
Das theoretisch ausgelegte linearisierte Auslenkungsverhalten wurde experimentell bestätigt. Abgeformt wurden Aktuatorverbände mit bis zu 15  $\mu\text{m}$  größerer Biegebalkendicke als in der Theorie vorgesehen. Die Notwendigkeit hierfür liegt in den mechanischen Schichtspannungen im ORMOCOMP®, die höher ausfallen, als im numerischen Modell angenommen. Um mit den abgeformten Aktuatorverbänden im Fertigungszustand die theoretische Vorauslenkung zu erreichen, wurde die Dicke der Biegebalken entsprechend erhöht. Das entwickelte Ansteuerverhalten wurde in einen experimentellen Aufbau überführt und die Auslenkung der zentralen Funktionsplattform von mehreren Aktuatorverbänden mit unterschiedlichen Vorauslenkungen gemessen und ausgewertet. Die Zusammenfassung der Ergebnisse erfolgt in Tabelle 11, gruppiert nach realisierter Vorauslenkung unterschiedlicher Probenreihen.

**Tabelle 11: Aufgelistet sind die ausgewerteten und gemittelten Messergebnisse der statischen Auslenkungen der hergestellten Aktuatorverbände.**

	Biegebalkendicke	Vorauslenkung	Stellweg	Pull-In-Spannung	Arbeitsspannung	Lift-Off-Spannung	Hysteresebreite	Zahl ausgewerteter Aktuatorverbände
Einheiten	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	$\mu\text{m}$	V	V	V	V	-
<b>Probenreihe 01</b>	53	173	121	94	80	18	62	10
<b>Probenreihe 02</b>	48	266	168	159	169	56	113	8
<b>Probenreihe 03</b>	56	404	246	253	238	129	109	11

Mit der Vorauslenkung steigen sowohl die Pull-In- als auch die Lift-Off-Spannungen und damit die Hysteresebreite an. Der in Abschnitt 5.6 erläuterte Effekt der remanenten Ladungen steigt mit der Stärke des angelegten elektrischen Felds, die Hysterese ist mit höheren Steuerungsspannungen daher stärker ausgeprägt. Die Pull-In-Spannung liegt grundsätzlich 10 V bis 20 V über der notwendigen Arbeitsspannung. Für eine genauere Auswertung der Messreihen ist vorrangig der Arbeitszustand interessant, dessen Kenngrößen zusammengefasst in Abbil-

dung 40 dargestellt sind. Im linken Diagramm ist der gemessene Stellweg abhängig von der Vorauslenkung im Fertigungszustand dargestellt, rechts die notwendige Steuerspannung für die realisierte Auslenkung im Arbeitszustand.



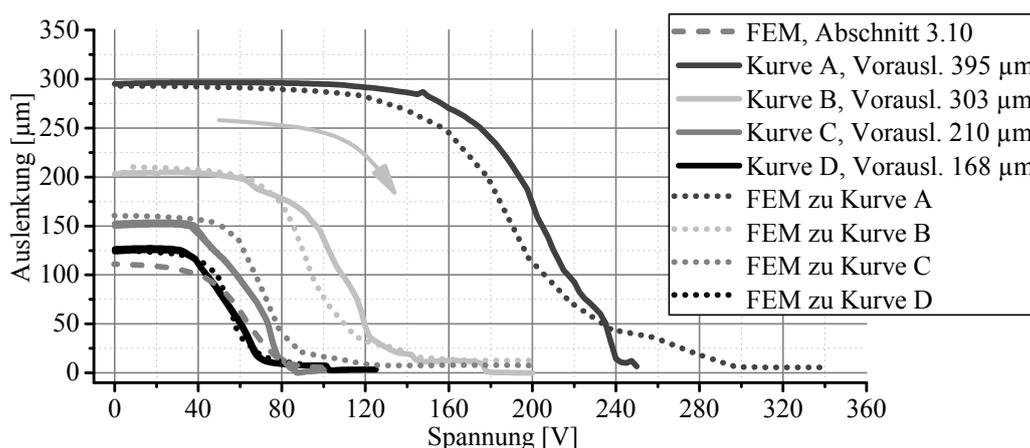
**Abbildung 40:** Links dargestellt sind die gemessenen Stellwege als Funktion der fertigungsbedingten Vorauslenkungen. Rechts dargestellt sind die von den realisierten Stellwegen im Arbeitszustand abhängigen elektrischen Spannungen. Eingezeichnet sind die Standardabweichungen der jeweiligen Messreihen und die Nummern der zugehörigen Probenreihen.

Eine Vorauslenkung von 173  $\mu\text{m}$  resultiert in einem Stellweg von 121  $\mu\text{m}$ . Mit einer Steigerung der Vorauslenkung auf 404  $\mu\text{m}$  steigt auch der Stellweg auf 246  $\mu\text{m}$ . Für die volle Auslenkung im Arbeitszustand steigt die notwendige Steuerspannung im ähnlichen Maße beinahe linear an: 121  $\mu\text{m}$  Stellweg sind bei einer Steuerspannung von 80 V möglich, für 246  $\mu\text{m}$  sind 238 V erforderlich. In der Darstellung in Abbildung 40 (rechts) wird die Stabilität der erforderlichen Arbeitsspannung gegen Schwankungen im Stellweg deutlich. Die eingezeichneten Standardabweichungen der erforderlichen Steuerspannungen sind im Verhältnis zu den jeweiligen Mittelwerten geringer als die zugehörigen Standardabweichungen der Stellwege zu den jeweiligen Mittelwerten. Damit wird der im Vergleich von Polymeren mit Silizium in Abschnitt 2.3 genannte Nachteil der größeren Herstellungstoleranzen und Prozessschwankungen in Hinblick auf die tatsächliche Auswirkung in diesem Fall relativiert.

Das Elektrodenlayout wurde für Stellwege von 100  $\mu\text{m}$  ausgelegt, dennoch sind die Charakteristiken der segmentierten Elektroden mit angepasstem Layout auch bei Aktuatorverbänden mit 404  $\mu\text{m}$  Vorauslenkung erkennbar. Das Pull-In-freie Stellverhalten wird für Aktuatorverbände mit 404  $\mu\text{m}$  Vorauslenkung im Fertigungszustand nicht über den vollständigen Stellweg beibehalten (siehe auch Abschnitt 5.3 und Abbildung 36 auf Seite 78). Zusätzlich zeigt sich ein mit der Steuerspannung zunehmend abweichendes Verhalten aufeinanderfolgender Durchläufe des Spannungsregimes. Ursache ist ein für die höheren Auslenkungen notwendigerweise stärkeres elektrisches Feld und resultierend ein stärker ausgeprägter Effekt remanenter Ladungen (Abschnitt 5.6).

## 6.1 Gegenüberstellung von Theorie und Experiment

In diesem Abschnitt werden die experimentellen Messergebnisse mit der Theorie verglichen, um abzuschätzen, inwieweit das numerische Modell ein zuverlässiges Werkzeug für die Entwicklung polymerbasierter elektrostatischer Aktuatoren darstellt. Auch hier ist das Verhalten im Arbeitszustand vorrangig interessant. Sofern die erste Elektrode genügend elektrostatische Anziehungskraft erzeugt, um die Wanderkeilaktuatoren angezogen zu halten, ist der Ein- und Ausschaltvorgang für die Bewertung und Charakterisierung zweitrangig und wird in der Gegenüberstellung vernachlässigt. Für den Vergleich mit den experimentell ermittelten Auslenkungskurven auf Grundlage unterschiedlich vorausgelenkter Aktuatorverbände (Abschnitt 5.3) wird das numerische Modell den abgeformten Geometrien und den jeweiligen Vorauslenkungen angepasst. Die Auslenkungskurven, experimentell und numerisch ermittelte, sind in Abbildung 41 dargestellt. Aufgetragen sind die Auslenkungen der Funktionsplattformen über die Steuerspannungen. Die erste Kurve (bezeichnet als „FEM, Abschnitt 3.10“) entspricht dem Ergebnis der theoretischen Auslegung aus Abschnitt 3.10.



**Abbildung 41:** Dargestellt sind die gemessenen Auslenkungen der Funktionsplattformen und die Ergebnisse der jeweiligen numerischen Modelle. Es werden die ursprünglich theoretisch ausgelegte Auslenkungskurve sowie die Kurven der angepassten theoretischen Modelle dargestellt und mit den experimentell ermittelten Auslenkungen der tatsächlich hergestellten Geometrien und Vorauslenkungen verglichen. Nicht dargestellt sind die Ein- und Ausschaltvorgänge sowie die Kurvenabschnitte für rückläufige Steuerspannungen.

Das experimentelle Funktionsverhalten der abgeformten Aktuatorverbände zeigt eine gute qualitative und quantitative Übereinstimmung mit den numerischen Ergebnissen. Die Merkmale des Pull-In-freien Auslenkungsverhaltens sind sowohl in den experimentellen Messkurven als auch den Ergebniskurven der numerischen Modelle deutlich erkennbar.

Der Aktuator mit der geringsten Vorauslenkung im Fertigungszustand von 170 µm resultiert in einer Vorauslenkung von 125 µm im Arbeitszustand. Für diesen Fall ist die Abweichung zur theoretischen Kurve am geringsten und beträgt weniger als 5 V. Eine Vorauslenkung von 210 µm resultiert in einem Stellweg von 150 µm nach Herstellen des Arbeitszu-

stands. Auch hier sind die Differenzen der gemessenen und der theoretischen Kurve gering, die Verschiebung der Kurve zu höheren Steuerspannungen beträgt weniger als 10 V. Mit 303  $\mu\text{m}$  Vorauslenkung und 200  $\mu\text{m}$  potenziellem Stellweg wird das Auslenkungsverhalten des abgeformten Aktuatorverbunds unstetig, das Pull-In-freie Stellverhalten ist dennoch vorhanden. Demgegenüber zeigt das theoretische Auslenkungsverhalten einen stetigen und Pull-In-freien Anstieg. Abweichungen sind auch hier gering und der Versatz der Auslenkungskurve kleiner als 15 V. Der größte potenzielle Stellweg von 300  $\mu\text{m}$  wird mit 395  $\mu\text{m}$  Vorauslenkung erreicht. Sowohl die experimentelle als auch die theoretische Auslenkungskurve zeigen das charakteristische Verhalten der segmentierten Elektroden und der angepassten Elektrodenform. Für diese Vorauslenkungen ist die ausgleichende Kraftbilanzierung durch die Elektrodenformen unzureichend, um zuverlässig ein stetiges Stellverhalten zu gewährleisten.

Abweichungen der experimentellen Ergebnisse von der Theorie werden auf Abweichungen in den Schichthöhen der Isolationsschichten, auf Toleranzen in der abgeformten Geometrien und den mechanischen Schichtspannungen sowie auf mögliche Unregelmäßigkeiten in den Höhen der Opferschichten und der ORMOCOMP®-Schichten, die von der Messung der Schichthöhen nicht vollständig erfasst werden, zurückgeführt.

Trotz der geringen Abweichungen kann das numerische Modell das Funktionsverhalten der Demonstratoren zuverlässig vorhersagen und ist damit ein geeignetes Werkzeug, um elektrostatische Aktuatoren auszulegen und komplexe Steuerregime korrekt abzubilden. Des Weiteren wird festgestellt, dass sämtliche gemessenen bzw. der Literatur entnommenen Materialwerte hinreichend genau bekannt sind.

## 6.2 Zusammenfassung der Auswertung

In Tabelle 12 werden die Mittelwerte der experimentellen Ergebnisse aus den jeweiligen Probenreihen mit den spezifizierten Zielgrößen verglichen. Die Aktuatoren der Probenreihe 01 erfüllen und übertreffen sowohl die geforderte Steuerspannung als auch den Stellweg der Funktionsplattform mit 121  $\mu\text{m}$  bei 80 V um jeweils 20 %. Ebenso zeigen diese Aktuatorverbände ein stabiles Auslenkungsverhalten über den gesamten Stellweg. Die zusätzlich gemessenen Probenreihen 02 und 03 von Aktuatorverbänden mit höheren Vorauslenkungen erfordern höhere Steuerspannungen, die Spezifikation  $\leq 100$  V wird nicht mehr erfüllt. Aktuatorverbände mit Vorauslenkungen von 404  $\mu\text{m}$  im Mittelwert (Probenreihe 03) realisieren das stabile Auslenkungsverhalten nicht über den gesamten Stellweg. Der Stellweg steigt ebenfalls mit der Vorauslenkung im Fertigungszustand und erreicht im Arbeitszustand 246  $\mu\text{m}$  bei 238 V Steuerspannung.

**Tabelle 12: Aufgelistet sind die Spezifikationen mit den Mittelwerten der experimentellen Ergebnisse aus den Probenreihen unterschiedlicher Vorauslenkungen im Fertigungszustand.**

Beschreibung	laterale Ausdehnung	Durchmesser Plattform	Stellweg Funktionsplattform	Steuer- spannung	stabiles Stell- verhalten
<b>Spezifikation</b>	$\leq 6,5\text{mm} \times 6,5\text{ mm}$	1 mm	$\geq 100\ \mu\text{m}$	$\leq 100\ \text{V}$	Ja
<b>Probenreihe 01</b>	$\leq 6,5\text{mm} \times 6,5\text{ mm}$ ✓	1 mm ✓	121 $\mu\text{m}$ ✓	80 V ✓	✓
<b>Probenreihe 02</b>	$\leq 6,5\text{mm} \times 6,5\text{ mm}$ ✓	1 mm ✓	168 $\mu\text{m}$ ✓	169 V ✗	✓
<b>Probenreihe 03</b>	$\leq 6,5\text{mm} \times 6,5\text{ mm}$ ✓	1 mm ✓	246 $\mu\text{m}$ ✓	238 V ✗	✗

Werden die zugehörigen Einzelmessergebnisse der Probenreihe 01 in Abschnitt 5.2 betrachtet, wird ersichtlich, dass die Anforderungen nicht nur im Mittelwert, sondern auch von individuellen Aktuatorverbänden erfüllt werden. Trotz der Schwankungen in den Vorauslenkungen im Fertigungszustand, einschließlich der resultierenden Schwankungen in den notwendigen Steuerspannungen und den Stellwegen, erfüllen lediglich drei von 10 gemessenen Aktuatorverbänden die gesetzten Anforderungen nicht. Ursachen sind ein um 1  $\mu\text{m}$  zu geringer Stellweg im Arbeitszustand und zu hohe Pull-In-Spannungen von 108 V und 124 V im Fertigungszustand. Dennoch erfüllen die Steuerspannungen im Arbeitszustand die geforderten Spezifikationen von  $\leq 100\ \text{V}$ . Der Höchstwert dieser Einzelmessungen ist ein Arbeitshub von 151  $\mu\text{m}$  mit einer zugehörigen Steuerspannung von 98 V. Die notwendigen Spannungen der anderen Aktuatorverbände dieser Probenreihe bewegen sich in einem Bereich von 71 V bis 89 V. Die zusätzliche Wärmebehandlung reduziert die zeitliche Veränderung der Vorauslenkung auf ein Zehntel des ursprünglichen Verhaltens, die verbleibende Zunahme kann von der um ca. 20 V unter den Anforderungen liegenden Steuerspannung ausgeglichen werden.

Trotz Schwankungen in den Vorauslenkungen, Schichtdicken und notwendigen Steuerspannungen, übertreffen die gemessenen Kenngrößen der charakterisierten Demonstratoren die geforderten Spezifikationen um ca. 20 %. Das Konzept des segmentierten Elektrodenlayouts mit angepasster Geometrie wird im Experiment erfolgreich bestätigt. Des Weiteren wird das stabile Stellverhalten im Arbeitszustand bei einer Vergrößerung der Vorauslenkung im Fertigungszustand bis einschließlich 266  $\mu\text{m}$  beibehalten, die notwendige Steuerspannung steigt proportional auf 168 V an. Die Ergebnisse zeigen eine gute qualitative und quantitative Übereinstimmung mit den theoretischen Modellen. Dies lässt zwei Schlussfolgerungen zu: Zum einen ist CoventorWare 2012.002 ein geeignetes Werkzeug, um polymerbasierte elektrostatische Aktuatoren auszulegen und das Funktionsverhalten geteilter und geformter Elektroden verlässlich vorherzusagen, zum anderen wurden die gemessenen Materialkennwerte hinreichend genau bestimmt.

## 7 Applikationsbeispiel Autofokusantrieb

Der entworfene und hergestellte Aktuatorverbund kann in einer Vielzahl unterschiedlicher Szenarien genutzt werden. Durch die Verwendung des UV-härtbaren Polymers ORMOCOMP® kann das Anwendungsfeld der klassischen MEMS und MOEMS erweitert werden. Beispielhaft hierfür ist die Abformung einer Mikrolinse aus ORMOCOMP® auf der Funktionsplattform, um montagelos ein optisches Funktionselement mitsamt Aktuator auf Waferlevel herzustellen. Die erfüllten Spezifikationen sind für miniaturisierte Autofokussysteme gut geeignet, welche im Stand der Technik über die Montage mehrerer Einzelkomponenten realisiert werden [216, 217] und damit Limitierungen in der Miniaturisierbarkeit bzw. der wirtschaftlichen Fertigung gegenüberstehen. Die Mikrolinsen können in einem einzelnen Prozessschritt mit der Abformung und Belichtung der ORMOCOMP®-Schicht eingebracht werden. Hierfür kann eine Kombination der Fotomaske mit entsprechender Stempelform genutzt werden [218], um Mikrolinsen und Aktuatorstrukturen gleichzeitig zu erzeugen. Dieser Prozess zur Linsenabformung ist bereits veröffentlicht [219, 220] und ein etabliertes Verfahren. Für die Demonstratoren werden die Mikrolinsen individuell aufgebracht und die Form durch die Oberflächenspannung eingestellt. Durch die Abformung der ORMOCOMP®-Linsen auf der ORMOCOMP®-Funktionsplattform entstehen keine Adhäsionsprobleme bei nachfolgenden Prozessschritten, durch Umgebungsbedingungen oder im Langzeitverhalten. Ein mit Mikrolinsen hergestellter Aktuatorverbund ist in Abbildung 42 (links) dargestellt. Mittig und rechts sind Aufnahmen eines QR-Codes mittels CMOS-Sensor dargestellt, um die Anwendbarkeit der aktuatorischen Positionierung der Mikrolinse in einem Autofokussystem zu demonstrieren. Deutlich zu sehen sind die Auswirkungen der Verstellung der Mikrolinse im Strahlengang auf die Schärfe der Abbildung. Die Anwendbarkeit in mikrooptischen Applikationen wird durch den experimentellen Nachweis somit erfolgreich demonstriert.



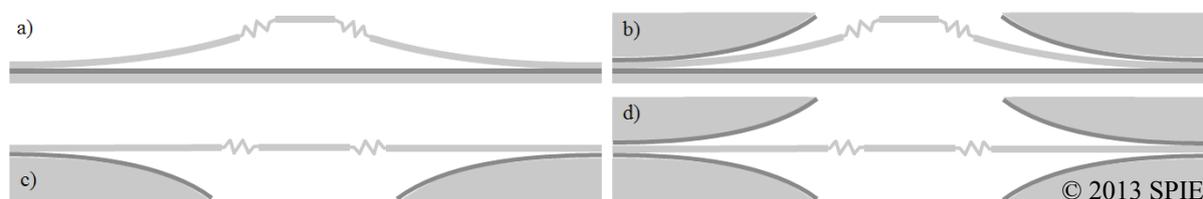
**Abbildung 42:** Links wird ein Foto eines Aktuatorverbunds mit abgeformter Mikrolinse gezeigt. In der Mitte und rechts sind die mittels CMOS-Sensor aufgenommenen Abbildungen eines QR-codes durch die Mikrolinse dargestellt. Deutlich sichtbar ist die Auswirkung der Verstellung der Mikrolinse auf die Schärfe der Abbildung.

## 8 Ausblick

Durch die Qualifizierung des UV-härtbaren ORMOCOMP®s als Basismaterial und aufgrund des entwickelten Elektrodenlayouts können die experimentell ermittelten Leistungsparameter der hergestellten Aktuatorverbände im Vergleich zum Stand der Technik bestehen und diesen z. T. übertreffen. Die Charakteristiken des Pull-In-freien Auslenkungsverhaltens und die geringen Steuerspannungen in Kombination mit der Waferlevel-gestützten Abformbarkeit von komplexen Freiformen zeigen das Potenzial für unterschiedliche und vielfältige Applikationen und Erweiterungen.

Trotz der erfolgreichen Qualifizierung des Polymers als Basismaterial für elektrostatische Wanderkeilaktuatoren zeigt die Zuverlässigkeit der Prozessierung Verbesserungsmöglichkeiten. Der lateralen Ausdehnung in Größenordnungen mehrerer Millimeter steht eine geringe Schichtdicke der frei stehenden Biegebalken von 40  $\mu\text{m}$  bis 60  $\mu\text{m}$  gegenüber. Dies resultiert in einer hohen Empfindlichkeit der Vorauslenkung gegenüber Schwankungen in den fertigungsbedingten mechanischen Schichtspannungen. Ein wichtiger Punkt ist daher die Verbesserung der Reproduzierbarkeit und Stabilität des Fertigungsprozesses in Hinblick auf die erzeugten mechanischen Schichtspannungen und dem Langzeitverhalten des Polymers. Dies kann durch eine optimierte Wärmebehandlung des Polymers zur weiterführenden Verringerung der Änderung des Materialzustands über größere Zeiträume erreicht werden. Eine geringe zeitliche Änderung des Auslenkungszustands kann weiterhin durchaus akzeptiert werden, wenn die beabsichtigte Vorauslenkung zu einem Zeitpunkt erreicht wird, an dem die Änderungen in den Biegebalken der Aktuatorverbände vernachlässigbar klein werden.

Aufgrund des fast beliebig abformbaren Polymers bietet dieser Prozess diverse Möglichkeiten, die Leistungsfähigkeit und Funktionalität der Aktuatorverbände weiterführend zu verbessern und anzupassen.



**Abbildung 43:** Dargestellt sind Beispiele von funktions- und leistungserweiternden Elektrodenkonfigurationen. Bild a) zeigt die Konfiguration, wie sie in dieser Arbeit vorgestellt wird: Vorgespannte, unterseitig metallisierte Biegebalken bilden eine bewegliche Elektrode, die ortsfeste Gegenelektrode ist gerade und fixiert. Bild b) zeigt die Erweiterung der Konfiguration a) um ein zusätzliches Elektrodenpaar. Dieses ist eine angepasste Freiform, die auf dem Biegebalken abgeformt werden kann. Bild c) zeigt die Nutzung der Freiform als ortsfeste Elektrode in einem System mit Biegebalken ohne Vorauslenkung. In Bild d) wird die Version aus Bild c) um ein zusätzliches Elektrodenpaar auf der oberen Seite der Biegebalken erweitert und damit der potenzielle Stellweg ohne Erhöhung der Steuerspannung verdoppelt. Bildquelle: [221]; Abbildung verwendet mit Genehmigung von SPIE.

Abbildung 43 zeigt potenzielle Erweiterungen der in dieser Arbeit entwickelten Elektroden- und Biegebalkenkonfiguration. Bild a) stellt den in dieser Arbeit beschriebenen Aktuatorverbund dar: Durch mechanische Schichtspannungen nach oben vorausgelenkte Biegebalken mit metallisierter Unterseite bilden gekrümmte und bewegliche Elektroden. Die Gegenelektroden liegen auf der Substratoberfläche. In der Mitte vorgesehen ist eine Funktionsplattform, welche durch Anlegen einer Spannung in Richtung der Substratoberfläche bewegt wird. Bild b) erweitert dieses Konzept um gekrümmte Elektroden, die auf der Oberseite des Biegebalkens abgeformt werden. Diese sind ebenfalls aus ORMOCOMP® und mit einer Metallisierung und Isolationsschicht versehen und übernehmen die gleiche Funktion wie die fixierte Elektrode auf der Substratoberfläche. Die Freiform wird der Krümmung der Biegebalken angepasst, um zwischen beweglicher Elektrode und dem Biegebalken ein ähnliches Auslenkungsverhalten zu erzeugen wie zwischen dem Biegebalken und der ortsfesten Elektrode. Die erfolgreiche Abformung ähnlicher Strukturen wurde bereits in Referenz [221] gezeigt. Die Variante dieser Literaturquelle ist in Bild c) dargestellt. Die aus ORMOCOMP® abgeformte Freiform wird anstelle des Substrats als ortsfeste und fixierte Elektrode benutzt und eine bewegliche Elektrode darauf abgeformt. Die bewegliche Elektrode ist im Idealfall nicht vorgebogen. In dieser Konfiguration erfolgt die Anpassung des Auslenkungs-Spannungs-Verhaltens über den Oberflächenverlauf der ortsfesten Freiformelektrode. Auch diese Konfiguration lässt sich über die Abformung einer zusätzlichen Freiformelektrode auf der beweglichen Biegebalkenelektrode erweitern. Schematisch dargestellt ist dies in Bild d). Der Vorteil einer solchen Konfiguration besteht in der Verdopplung des potenziellen Stellwegs ohne Erhöhung der Steuerspannungen oder wesentlichen Änderungen in der Regelung. In beiden Richtungen ist das Auslenkungs-Spannungs-Verhalten der Aktuatoren durch die Freiformelektroden einstellbar. Die Vorteile der Freiformelektroden können beliebig mit den in dieser Arbeit vorgestellten segmentierten und geformten Elektrodenflächen kombiniert und erweitert werden.

Änderungen in der Auslenkung elektrostatischer Aktuatoren bedingen immer eine Kapazitätsänderung zwischen den unterschiedlich geladenen Elektroden. Anstelle oder in Kombination mit aktuatorischer Funktionalität kann der Wanderkeilaktuator auch als Sensor oder variable Kapazität verwendet werden. Naheliegender ist die Rückführung einer gemessenen Kapazitätsänderung auf die aktuelle Auslenkung des Aktuators. Der Zusammenhang kann in einem größeren Rahmen betrachtet werden und auch eine mechanische, von außen verursachte Änderung eines geometrisch bekannten Biegebalkens detektieren. Der Aktuatorverbund wird in dem Fall als Kraft- oder Drucksensor genutzt. Auf ganz ähnliche Weise kann auch eine auf

die Fläche wirkende mechanische Schichtspannung detektiert und quantifiziert werden. Der Biegebalken wird so als Schichtspannungssensor genutzt.

Mit dem UV-härtbaren Polymer ORMOCOMP® als Basismaterial und den damit verbundenen technologischen Möglichkeiten in der Formgebung und Strukturierung der einzelnen Schichten können nicht nur der Wanderkeilaktuator oder daraus abgeleitete Aktuatorverbände gut hergestellt, sondern auch eine Vielzahl unterschiedlicher Konfigurationen und Anwendungsmöglichkeiten gefunden werden. Aufgrund des UV-härtbaren Polymers sind selbst komplexe Freiformen abformbar und somit als aktive oder passive Komponenten in waferlevelbasierten Systemen integrierbar.

Neben der Abformung von Mikrolinsen auf der Funktionsplattform ist die Positionierung und Verkippung von Spiegelflächen oder Blenden, z. B. für optische Schalter, ebenfalls denkbar. Zusätzlich bietet die geringe Steifigkeit des Polymers und die große Krafterzeugung der Wanderkeilaktuatoren Potenzial zum Aufbau eines deformierbaren Spiegels zur Wellenfrontkorrektur. Weiterhin kann durch die Segmentierung und individuelle Ansteuerung der Elektroden die bereits nachgewiesene Funktionalität der durchstimmbaren Resonanzfrequenz ausgebaut werden. Vorstellbar ist eine mehrfache und feinere Segmentierung der Elektroden, um ein Aktuatorssystem mit einem breiten Spektrum einstellbarer Resonanzfrequenzen zu realisieren.

## 9 Zusammenfassung

Silizium ist für den Aufbau von MEMS und MOEMS nach wie vor der Standard und erlaubt durch exakt beherrschte Prozesse die Fertigung filigraner Strukturen und die Herstellung miniaturisierter Aktuatoren und Sensoren. Als optisch nicht-transparentes Material im sichtbaren Spektrum ist der Einsatz in optischen Anwendungen als reflektive Komponenten beschränkt. Für Abbildungsoptiken müssen mittels zusätzlicher Fertigungs- und Montageschritte implementierte, transmissive Komponenten, wie Mikrolinsen, das Silizium lokal ersetzen. Das lösungsmittelfreie Polymer ORMOCOMP® ermöglicht neben der 2,5-dimensionalen Schichtprozessierung auch die Abformung komplexer 3-dimensionaler Strukturen.

Auf dieser Grundlage leitet sich das Ziel dieser Dissertation ab: die Qualifizierung des UV-härtbaren Materials ORMOCOMP® als Basismaterial für einen elektrostatischen Wanderkeilaktuator mit integrierter Mikrolinse. Neben der Charakterisierung entscheidender Materialparameter des ORMOCOMP®s wurde eine auf dieses Polymer abgestimmte neuartige Prozesskette entwickelt und in Hinblick auf Änderungen des Materialzustands über größere Zeiträume verfeinert. Die Realisierung des Aktuators umfasste die theoretische Konzeptionierung und Auslegung unter Beachtung der technologischen Möglichkeiten sowie Fertigung und Charakterisierung von hergestellten Demonstratoren. Die Leistungsfähigkeiten der Aktuatoren sollten sich mit realistischen Randbedingungen einer Anwendung in miniaturisierten Autofokussystemen messen können. Aus dieser Beispielapplikation wurden die Spezifikationen einer lateralen Ausdehnung von weniger als  $6,5 \text{ mm} \times 6,5 \text{ mm}$  mit einer zentralen Funktionsplattform von  $1 \text{ mm}$  Durchmesser abgeleitet. Erforderlich ist ein Stellweg der Funktionsplattform von  $\geq 100 \text{ }\mu\text{m}$  bei einer Steuerspannung von  $\leq 100 \text{ V}$ , wobei jede Position des Stellwegs durch Vermeidung des Pull-In-Effekts stabil zustellbar sein muss.

Genutzt wurde das elektrostatische Prinzip, welches auf der Anziehung unterschiedlicher Ladungen basiert und als Oberflächeneffekt unabhängig vom Volumen ist. Um dieses Wirkprinzip in den Fertigungsprozess, basierend auf dem elektrisch nicht-leitenden ORMOCOMP®, zu integrieren, sind zwei strukturierte Metallisierungen als Elektroden und eine dielektrische Schicht zur Isolierung erforderlich. Sämtliche Schichten wurden mithilfe von Fotolacken und entsprechenden Fotomasken strukturiert. Die erzeugte Kraft eines elektrostatischen Aktuators ist von der Entfernung der Elektroden zueinander abhängig und steigt reziprok proportional mit sinkendem Abstand. Um eine große Kraft sowie einen großen Stellweg zu kombinieren, wurde ein Wanderkeilaktuator als Basis ausgewählt. Mit einer vorgebogenen Elektrode weist dieser einen Bereich geringer Abstände zwischen einem Biege-

balken als obere bewegliche Elektrode und einer ortsfesten und planaren unteren Elektrode auf. In diesem werden große Kräfte erzeugt und die Elektroden zueinander gezogen. Der Bereich geringer Abstände und damit großer Kräfte wandert mit zunehmender Auslenkung entlang der Elektrodenlänge. Begünstigt wird die Auslenkung durch den geringen Elastizitätsmodul des Polymers, sodass die einzigartige Kombination von Aktuatorprinzip und Polymer einen großen Stellweg und große Kräfte bei geringen Steuerspannungen ermöglicht.

Üblicherweise können elektrostatische Aktuatoren aufgrund des Pull-In-Effekts nur einen Bruchteil des potenziellen Stellwegs für eine stabile Positionierung nutzen. Diesem Effekt wurde in der vorliegenden Arbeit begegnet, indem die ortsfeste Elektrode in zwei individuell ansteuerbare Elektroden geteilt wurde. Die kleinere Elektrode dient zum Schließen des fertigungsbedingten Elektrodenspalts aufgrund einer notwendigen Opferschicht zwischen den Elektroden. Über die zweite Elektrode wird die elektrostatische Krafterzeugung der mechanischen Gegenkraft auslenkungsabhängig angepasst. Umgesetzt wurde dies durch die Anpassung der Breite der zweiten Elektrodenfläche entlang der Elektrodenlänge bei gleichbleibender Breite der beweglichen Elektrode. Mit dieser Konfiguration ist es möglich, den Pull-In-Effekt für den spezifizierten Stellweg vollständig zu vermeiden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden drei Wanderkeilaktuatoren für eine möglichst große Länge radial angeordnet und über eine zentrale Funktionsplattform zu einem Aktuatorverbund zusammengeschlossen. Das System wurde den Spezifikationen von  $\geq 100 \mu\text{m}$  Stellweg bei  $\leq 100 \text{ V}$  Steuerspannung entsprechend über ein numerisches Modell ausgelegt. Auf Basis der entwickelten Prozesskette wurden auf ORMOCOMP® basierende elektrostatische Aktuatoren auch mit integrierter Mikrolinse hergestellt. Die fertigungsbedingt eingebrachten mechanischen Spannungen wurden vorteilhaft genutzt, um die erforderlichen Vorauslenkungen zu erzeugen. Neben dem Aktuator wurden Strukturen zur Bestimmung von Material- und Prozesskennwerten hergestellt. Diese Biegebalken wurden mit einem Mikrokraftsensor durch Aufnahme einer Kraft-Weg-Kennlinie zur Berechnung des Elastizitätsmoduls verwendet. Der gemessene Wert von 902 MPa stimmt mit den Literaturwerten von 925 MPa [95] trotz des abweichenden Fertigungsprozesses überein.

Die gefertigten Aktuatorverbände wurden durch Anlegen des theoretisch entworfenen Spannungsregimes angesteuert und die Auslenkung aus der Ruhelage gemessen. Die Auslenkungen bzw. die hierfür notwendigen Steuerspannungen sind deutlich von der Vorauslenkung der Aktuatoren abhängig. Höhere Vorauslenkungen erlauben einen größeren Stellweg, benötigen jedoch mit den Vorauslenkungen linear skalierende Steuerspannungen. Bis zu einem Stellweg von 168  $\mu\text{m}$  im Arbeitszustand kann die stabile Positionierung der Aktuatorverbün-

de zuverlässig nachgewiesen und die wesentlichen Charakteristiken können bis zu Auslenkungen von  $246\ \mu\text{m}$  festgestellt werden. Zusätzlich wurden die Resonanzfrequenzen bestimmt. Mit schichtdickenabhängigen Resonanzfrequenzen von  $1,3\ \text{kHz}$  bis  $1,8\ \text{kHz}$  für Schichtdicken von  $35\ \mu\text{m}$  bis  $75\ \mu\text{m}$  im Fertigungszustand und einer um  $0,5\ \text{kHz}$  höheren Frequenz im Arbeitszustand sind diese Aktuatoren in dynamischen Applikationen mit kurzen Reaktionszeiten einsetzbar. Durch die Segmentierung der Elektroden und damit der Änderung der Fixierbedingungen können die Resonanzfrequenzen an unterschiedliche Erfordernisse angepasst werden. Die Ergebnisse zeigten hohe quantitative und qualitative Übereinstimmungen mit dem numerischen Modell.

Der Neuheitsanspruch des erfolgreich qualifizierten UV-härtbaren Polymers ORMOCOMP® zum Aufbau eines Verbunds elektrostatischer Wanderkeilaktuatoren war die Grundlage zur Anmeldung mehrerer Patente. Angemeldet wurde die Verwendung eines UV-härtbaren Polymers zum Aufbau optischer Mikrosysteme mit unterschiedlichen Aufhängungen. Vorgesehen ist die Integration elektrothermischer Aktuatoren in die Aufhängungen der polymerbasierten Mikrooptiksysteme zur Realisierung einer aktiven Stellbewegung oder für den Ausgleich thermisch induzierter Positionsabweichungen. Ebenfalls wird die Integration der entwickelten Wanderkeilaktuatoren in den Aufhängungen – einschließlich der segmentierten Elektroden mit geformter Zweitelektrode zur Vermeidung des Pull-In-Effekts – durch die Patente abgedeckt.

Durch die Kombination des elektrostatischen Wirkprinzips mit der geringen Steifigkeit und der vielseitigen Abform- und Strukturierbarkeit individueller Schichten des UV-härtbaren Polymers ORMOCOMP® werden vielfältige Möglichkeiten geschaffen, diese Aktuatoren auf unterschiedliche Applikationen und Spezifikationen anzupassen und auf Waferlevel herzustellen. Veranschaulicht wird dieses Potenzial anhand der in dieser Arbeit entwickelten Prozesse und vorgestellten Funktionsdemonstratoren. Die über mehrere Demonstratoren gemessene Pull-In-freie Auslenkung übertrifft mit  $121\ \mu\text{m}$  bei  $80\ \text{V}$  Steuerspannungen die gestellten Anforderungen um jeweils  $20\ \%$ . Diese Werte stellen für den Stand der Technik elektrostatischer Aktuatoren ein beeindruckendes Ergebnis dar und können sich mit der Leistungsfähigkeit aktueller Aktuatoren in Autofokussystemen messen. Der finale Demonstrator ist ein im Vielfachnutzen hergestellter ORMOCOMP®-basierter Verbund aus drei Wanderkeilaktuatoren, deren zentrale Funktionsplattform mit Mikrolinse auf Waferlevel abgeformt wurde. Die Anwendbarkeit als Autofokussystem wird anhand der Fokussierung einer Abbildung demonstriert.

## ***Literaturverzeichnis***

- [1] E. Thielicke and E. Obermeier. Microactuators and their technologies. *Mechatronics*, 10(4-5):431–455, 2000.
- [2] S. Franssila. *Introduction to Microfabrication*. John Wiley & Sons Ltd, second edition, 2010.
- [3] J. M. Shaw, J. D. Gelorme, N. C. LaBianca, W. E. Conley and S. J. Holmes. Negative photoresists for optical lithography. *IBM Journal of Research and Development*, 41(1.2):81–94, 1997.
- [4] H. Fujita. A decade of MEMS and its future. In *Tenth Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*, pages 1–7, 1997.
- [5] T. Fukuda and W. Menz. *Micro Mechanical Systems: Principles and Technology*. Handbook of Sensors and Actuators. Elsevier Science, 1998.
- [6] Y. Deng and W. Maly. 2.5D system integration: A design driven system implementation schema. In *Asia and South Pacific Design Automation Conference*, pages 450–455, 2004.
- [7] A. Cohen, G. Zhang, F.-G. Tseng, U. Frodis, F. Mansfeld and P. Will. EFAB: Rapid, low-cost desktop micromachining of high aspect ratio true 3-D MEMS. In *Twelfth IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*, pages 244–251, 1999.
- [8] M. Wautelet. Scaling laws in the macro-, micro- and nanoworlds. *European Journal of Physics*, 22(6):601–611, 2001.
- [9] J. Bryzek. Impact of MEMS technology on society. *Sensors and Actuators A: Physical*, 56(1-2):1–9, 1996.
- [10] D. J. Bell, T. J. Lu, N. A. Fleck and S. M. Spearing. MEMS actuators and sensors: Observations on their performance and selection for purpose. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 15(7):153–164, 2005.
- [11] S. Braun. *Wafer-level heterogeneous integration of MEMS actuators*. PhD thesis, KTH-Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 2010.
- [12] R. Wood, R. Mahadevan, V. Dhuler, B. Dudley, A. Cowen, E. Hill and K. Markus. MEMS microrelays. *Mechatronics*, 8(5):535–547, 1998.

- [13] Y. Lu, L. P. B. Katehi and D. Peroulis. High-power MEMS varactors and impedance tuners for millimeter-wave applications. *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, 53(11):3672–3678, 2005.
- [14] D. Peroulis and L. P. B. Katehi. Electrostatically-tunable analog RF MEMS varactors with measured capacitance range of 300%. In *IEEE MTT-S International Microwave Symposium Digest*, volume 3, pages 1793–1796, 2003.
- [15] S. Renard. Industrial MEMS on SOI. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 10(2):245–249, 2000.
- [16] Y.-C. Ko, J.-W. Cho, Y.-K. Mun, H.-G. Jeong, W. K. Choi, J.-W. Kim, Y.-H. Park, J.-B. Yoo and J.-H. Lee. Eye-type scanning mirror with dual vertical combs for laser display. *Sensors and Actuators A: Physical*, 126(1):218–226, 2006.
- [17] J. A. Perreault, T. G. Bifano, B. M. Levine and M. N. Horenstein. Adaptive optic correction using microelectromechanical deformable mirrors. *Optical Engineering*, 41(3):561–566, 2002.
- [18] P. De Dobbelaere, K. Falta, S. Gloeckner and S. Patra. Digital MEMS for optical switching. *IEEE Communications Magazine*, 40(3):88–95, 2002.
- [19] X. Ma and G.-S. Kuo. Optical switching technology comparison: optical MEMS vs. other technologies. *IEEE Communications Magazine*, 41(11):16–23, 2003.
- [20] Lei Wu and Huikai Xie. A millimeter-tunable-range microlens for endoscopic biomedical imaging applications. *IEEE Journal of Quantum Electronics*, 46(9):1237–1244, 2010.
- [21] P. Li, T. Sasaki, L. F. Pan and K. Hane. Comb-drive tracking and focusing lens actuators integrated on a silicon-on-insulator wafer. *Optical Express*, 20(1):627–634, 2012.
- [22] C.-P. B. Siu, H. Zeng and M. Chiao. Microfabricated out-of-plane scanning microlens for raman spectroscopy. In *CLEO/QELS Conference on Lasers and Electro-Optics and Conference on Quantum electronics and Laser Science Conference*, pages 1–2, 2009.
- [23] H.-D. Cheng, S.-Y. Hsiao, M. Wu and W. Fang. Integrated tracking and focusing systems of MEMS optical pickup head. *IEEE Transactions on Magnetics*, 43(2):805–807, 2007.

- [24] P. Li, L. F. Pan and H. Zappe. Compact three-axis actuator for positioning a polymer microlens in an optical pickup. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 23(1):128–136, 2014.
- [25] H. Mansoor, H. Zeng and M. Chiao. A micro-fabricated optical scanner for rapid non-contact thickness measurement of transparent films. *Sensors and Actuators A: Physical*, 167(1):91–96, 2011.
- [26] S. Kwon, V. Milanovic and L. P. Lee. Large-displacement vertical microlens scanner with low driving voltage. *IEEE Photonics Technology Letters*, 14(11):1572–1574, 2002.
- [27] H. Lan. *Soft UV Nanoimprint Lithography and its Applications*, chapter 7. Updates in Advanced Lithography. InTech, 2013.
- [28] B. Aldalali, A. Kanhere, J. Fernandes, C.-C. Huang and H. Jiang. Fabrication of polydimethylsiloxane microlenses utilizing hydrogel shrinkage and a single molding step. *Micromachines*, 5(2):275–288, 2014.
- [29] A. Schleunitz, M. Vogler, I. Fernandez-Cuesta, H. Schiff and G. Gruetzner. Innovative and tailor-made resist and working stamp materials for advancing nil-based production technology. *Journal of Photopolymer Science and Technology*, 26(1):119–124, 2013.
- [30] E.-B. Kley. Continuous profile writing by electron and optical lithography. *Microelectronic Engineering*, 34(3-4):261–298, 1997.
- [31] M. Hecke and W. K. Schomburg. Review on micro molding of thermoplastic polymers. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14(3):R1–R14, 2004.
- [32] B. Paeivaenranta, P.-Y. Baroni, T. Scharf, W. Nakagawa, M. Kuittinen and H. P. Herzig. Antireflective nanostructured microlenses. *Microelectron. Eng.*, 85(5-6):1089–1091, 2008.
- [33] P. Bley. Polymers: an excellent and increasingly used material for microsystems. In *SPIE Conference on Micromachined Devices and Components V*, volume 3876, pages 172–184, 1999.
- [34] W. Hasenkamp, D. Forchelet, K. Pataky, J. Villard, H. Van Lintel, A. Bertsch, Q. Wang and P. Renaud. Polyimide/SU-8 catheter-tip MEMS gauge pressure sensor. *Biomedical Microdevices*, 14(5):819–828, 2012.

- [35] H. Lorenz, M. Despont, N. Fahrni, N. LaBianca, P. Renaud and P. Vettiger. SU-8: A low-cost negative resist for MEMS. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 7(3):121–124, 1997.
- [36] D. R. Hines, N. P. Siwak, L. A. Mosher and R. Ghodssi. MEMS lithography and micromachining techniques. In *MEMS Materials and Processes Handbook*, volume 1 of *MEMS Reference Shelf*, pages 667–753. Springer US, 2011.
- [37] S. Amaya, D. V. Dao and S. Sugiyama. Development of polymer electrostatic comb-drive actuator using hot embossing and ultraprecision cutting technology. *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS*, 8(4):043065–1–043065–5, 2009.
- [38] W. Dai, K. Lian and W. Wang. Design and fabrication of a SU-8 based electrostatic microactuator. *Microsystem Technologies*, 13(3):271–277, 2006.
- [39] W. Dai and W. Wang. Fabrication of comb-drive micro-actuators based on UV lithography of SU-8 and electroless plating technique. *Microsystem Technologies*, 14(9-11):1745–1750, 2008.
- [40] R. Kondo, S. Takimoto, K. Suzuki and S. Sugiyama. High aspect ratio electrostatic micro actuators using LIGA process. *Microsystem Technologies*, 6(6):218–221, 2000.
- [41] N.-T. Nguyen, S.-S. Ho and C. L.-N. Low. A polymeric microgripper with integrated thermal actuators. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14(7):969–974, 2004.
- [42] B. Solano and D. Wood. Design and testing of a polymeric microgripper for cell manipulation. *Microelectronic Engineering*, 84(5-8):1219–1222, 2007.
- [43] A del Campo and C Greiner. SU-8: a photoresist for high-aspect-ratio and 3D submicron lithography. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 17(6):R81–R95, 2007.
- [44] G. Gruetzner, J. Klein, M. Vogler and A. Schleunitz. UV-curable hybrid polymers for optical applications: technical challenges, industrial solutions, and future developments. In *Advanced Fabrication Technologies for Micro/Nano Optics and Photonics VII*, volume 8974, pages 897406–1–897406–12, 2014.
- [45] R. C. Gutierrez, T. K. Tang, R. Calvet and E. R. Fossum. MEMS digital camera. In *Digital Photography III*, volume 6502, pages 65020K–1–65020K–8, 2007.

- [46] H.-K. Lee, N.-J. Choi, S. Jung, K.-H. Park, H. Jung, J.-K. Shim, J.-W. Ryu and J. Kim. Electroactive polymer actuator for lens-drive unit in auto-focus compact camera module. *ETRI Journal*, 31(6):695–702, 2009.
- [47] A. Jain and H. Xie. An electrothermal microlens scanner with low-voltage large-vertical-displacement actuation. *IEEE Photonics Technology Letters*, 17(9):1971–1973, 2005.
- [48] K.-H. Kim, S.-Y. Lee and S. Kim. A mobile auto-focus actuator based on a rotary vcm with the zero holding current. *Optics Express*, 17(7):5891–5896, 2009.
- [49] C. Kim, M.-G. Song, Y. Kim, N.-C. Park, K.-S. Park, Y.-P. Park, K. Shin, J. Kim and G. Lee. Design of an auto-focusing actuator with a flexure-based compliant mechanism for mobile imaging devices. *Microsystem Technologies*, 19(9-10):1633–1644, 2013.
- [50] M. Matysek, H. Hausand, H. Moessinger, D. Brokken, P. Lotz and H. F. Schlaak. Combined driving and sensing circuitry for dielectric elastomer actuators in mobile applications. In *Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD)*, volume 7976, pages 797612–1–797612–11, 2011.
- [51] S. Obi, M. T. Gale, A. Kuoni and N. De Rooij. Replication of optical MEMS structures in sol-gel materials. *Microelectronic Engineering*, 73-74(0):157–160, 2004.
- [52] L. R. Harriott. Limits of lithography. *Proceedings of the IEEE*, 89(3):366–374, 2001.
- [53] A. N. Broers, A. C. F. Hoole and J. M. Ryan. Electron beam lithography - resolution limits. *Microelectronic Engineering*, 32(1-4):131–142, 1996.
- [54] A. A. Tseng, C. Kuan, C. D. Chen and K. J. Ma. Electron beam lithography in nanoscale fabrication: Recent development. *IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing*, 26(2):141–149, 2003.
- [55] J. W. Judy. Microelectromechanical systems (MEMS): Fabrication, design and applications. *Smart Materials and Structures*, 10(6):1115–1134, 2001.
- [56] B. Mi. *Static and Electrically Actuated Shaped MEMS Mirrors*. PhD thesis, Department of Electrical Engineering and Computer Science, Case Western Reserve University, Cleveland, Ohio, US, 2004.
- [57] H. Ishihara, F. Arai and T. Fukuda. Micro mechatronics and micro actuators. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 1(1):68–79, 1996.

- [58] J. E. Huber, N. A. Fleck and M. F. Ashby. The selection of mechanical actuators based on performance indices. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 453(1965):2185–2205, 1997.
- [59] W. S. Trimmer et al. *Micromechanics and MEMS: Classic and Seminal Papers to 1990*. Wiley-IEEE Press, 1997.
- [60] D. Bosch, B. Heimhofer, G. Mäck, H. Seidel, U. Thumser and W. Welser. A silicon microvalve with combined electromagnetic/electrostatic actuation. *Sensors and Actuators A: Physical*, 37-38(0):684–692, 1993.
- [61] R. A. Miller, Y.-C. Tai, G. Xu, J. Bartha and F. Lin. An electromagnetic MEMS 2 times; 2 fiber optic bypass switch. In *International Conference on Solid State Sensors and Actuators*, volume 1, pages 89–92, 1997.
- [62] J. A. Wright, Y.-C. Tai and S.-C. Chang. A large-force, fully-integrated MEMS magnetic actuator. In *International Conference on Solid State Sensors and Actuators*, volume 2, pages 793–796, 1997.
- [63] S. Böhm, G. J. Burger, M. T. Korthorst and F. Roseboom. A micromachined silicon valve driven by a miniature bi-stable electro-magnetic actuator. *Sensors and Actuators A: Physical*, 80(1):77–83, 2000.
- [64] O. Cugat, J. Delamare and G. Reyne. Magnetic micro-actuators and systems (MAGMAS). *IEEE Transactions on Magnetics*, 39(6):3607–3612, 2003.
- [65] C.-P. B. Siu, H. Wang, H. Zeng and M. Chiao. Dual-axes confocal microlens for raman spectroscopy. In *IEEE 22nd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*, pages 999–1002, 2009.
- [66] H. Hosaka, H. Kuwano and K. Yanagisawa. Electromagnetic microrelays: concepts and fundamental characteristics. In *An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Systems*, pages 12–17, 1993.
- [67] X. Zhu and Z. Meng. Operational principle, fabrication and displacement characteristics of a functionally gradient piezoelectric ceramic actuator. *Sensors and Actuators A: Physical*, 48(3):169–176, 1995.
- [68] R. Kornbluh, R. Pelrine, J. Eckerle and J. Joseph. Electrostrictive polymer artificial muscle actuators. In *IEEE International Conference on Robotics and Automation*, volume 3, pages 2147–2154, 1998.

- [69] S. Böhm, W. Olthuis and P. Bergveld. A plastic micropump constructed with conventional techniques and materials. *Sensors and Actuators A: Physical*, 77(3):223–228, 1999.
- [70] M. Tabib-Azar. *Microactuators: Electrical, Magnetic, Thermal, Optical, Mechanical, Chemical and Smart Structures*. Electronic Materials: Science & Technology. Springer US, 1998.
- [71] R. Maeda, J. J. Tsaur, S. H. Lee and M. Ichiki. Piezoelectric microactuator devices. *Journal of Electroceramics*, 12(1-2):89–100, 2004.
- [72] T. Morita. Miniature piezoelectric motors. *Sensors and Actuators A: Physical*, 103(3):291–300, 2003.
- [73] N. J. Conway, Z. J. Traina and S.-G. Kim. A strain amplifying piezoelectric MEMS actuator. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 17(4):781–787, 2007.
- [74] M. Goldfarb and N. Celanovic. Modeling piezoelectric stack actuators for control of micromanipulation. *IEEE Control Systems*, 17(3):69–79, 1997.
- [75] T. Eniko and L. Kalin. PCB-integrated metallic thermal micro-actuators. *Sensors and Actuators A: Physical*, 105(1):76–82, 2003.
- [76] M. M. Ledet. *Utilizing Micro-Electro-Mechanical Systems (MEMS) Microshutter Designs for Adaptive Coded Aperture Imaging (ACAI) Technologies*. PhD thesis, Air Force Institute of Technology, Wright-Patterson Air Force Base, Ohio, 2009.
- [77] J. Qiu. *An Electrothermally-Actuated Bistable MEMS Relay for Power Applications*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, 2003.
- [78] M. J. Sinclair. A high force low area MEMS thermal actuator. In *The Seventh Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems, IITHERM*, volume 1, pages 127–132, 2000.
- [79] J. I. Seeger and B. E. Boser. Charge control of parallel-plate, electrostatic actuators and the tip-in instability. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 12(5):656–671, 2003.
- [80] S. Egawa and T. Higuchi. Multi-layered electrostatic film actuator. In *An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots*, pages 166–171. IEEE, 1990.
- [81] B. Watson, J. Friend and L. Yeo. Piezoelectric ultrasonic micro/milli-scale actuators. *Sensors and Actuators A: Physical*, 152(2):219–233, 2009.

- [82] G. L. Smith, J. M. Maloney, L. Fan and D. L. DeVoe. Large-displacement microactuators in deep reactive ion-etched single-crystal silicon. In *MEMS Components and Applications for Industry, Automobiles, Aerospace, and Communication*, volume 4559, pages 138–147, 2001.
- [83] W.-C. Chuang, H.-L. Lee, P.-Z. Chang and Y.-C. Hu. Review on the modeling of electrostatic MEMS. *Sensors*, 10(6):6149–6171, 2010.
- [84] T. Fukushige, S. Hata and A. Shimokohbe. A MEMS conical spring actuator array. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 14(2):243–253, 2005.
- [85] S. T. Smith and R. M. Seugling. Sensor and actuator considerations for precision, small machines. *Precision Engineering*, 30(3):245–264, 2006.
- [86] J. El-Ali, I. R. Perch-Nielsen, C. R. Poulsen, D. D. Bang, P. Telleman and A. Wolff. Simulation and experimental validation of a SU-8 based PCR thermocycler chip with integrated heaters and temperature sensor. *Sensors and Actuators A: Physical*, 110(1-3):3–10, 2004.
- [87] R. B. Dinwiddie et al. *Thermal Conductivity 28: Thermal Expansion 16: Joint Conferences*, volume 28 of *Thermal Conductivity Series*. DEStech Publications, 2006.
- [88] C. S. Pan and W. Hsu. An electro-thermally and laterally driven polysilicon microactuator. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 7(1):7–13, 1997.
- [89] A. D. McConnell, S. Uma and K. E. Goodson. Thermal conductivity of doped polysilicon layers. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 10(3):360–369, 2001.
- [90] C. D. Lott, T. W. McLain, J. N. Harb and L. L. Howell. Modeling the thermal behavior of a surface-micromachined linear-displacement thermomechanical microactuator. *Sensors and Actuators A: Physical*, 101(1-2):239–250, 2002.
- [91] R. Hickey, D. Sameoto, T. Hubbard and M. Kujath. Time and frequency response of two-arm micromachined thermal actuators. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 13(1):40–46, 2003.
- [92] S. Wilson, R. Jourdain, Q. Zhang, R. Dorey, C. Bowen, M. Willander, Q. Wahab, S. Alhilli and O. Nur. New materials for micro-scale sensors and actuators engineering review. *Materials Science and Engineering: R: Reports*, 56(1-6):1–129, 2007.

- [93] J. Oberhammer and G. Stemme. Active opening force and passive contact force electrostatic switches for soft metal contact materials. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 15(5):1235–1242, 2006.
- [94] W. Suwito, M. L. Dunn, S. J. Cunningham and D. T. Read. Elastic moduli, strength, and fracture initiation at sharp notches in etched single crystal silicon microstructures. *Journal of Applied Physics*, 85(7):3519–3534, 1999.
- [95] S. Obi. *Replicated Optical Microstructures in Hybrid Polymers: Process Technology and Applications*. PhD thesis, University of Neuchâtel, Neuchâtel, Schweiz, 2006.
- [96] A. F. Marquès, R. C. Castelló and A. M. Shkel. *Modelling the electrostatic actuation of MEMS: state of the art 2005*. IOC-DT.: P. Institut d’Organització i Control de Sistemes Industrials, 2005.
- [97] J. J. Sniegowski and E. J. Garcia. Microfabricated actuators and their application to optics. In *Micro-Optics/Micromechanics and Laser Scanning and Shaping*, volume 2383, pages 46–64, 1995.
- [98] R. R. Medipalli. *MEMS parallel-plate electrostatic actuator: modeling, simulation and characterization*. PhD thesis, West Virginia University, Morgantown, West Virginia, 2004.
- [99] X. Rottenberg, I. De Wolf, B. K. J. C. Nauwelaers, W. De Raedt and H. A. C. Tilmans. Analytical model of the DC actuation of electrostatic MEMS devices with distributed dielectric charging and nonplanar electrodes. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 16(5):1243–1253, 2007.
- [100] M.-H. Bao. *Handbook of Sensors and Actuators: Pressure Sensors, Accelerometers and Gyroscopes*. Elsevier Science B. V., 2000.
- [101] P. Duerr, J. Schmidt, A. Gehner and D. Kunze. Mikroaktor, DE102005032863 A1, 2007.
- [102] W. C. Tang, T.-C. H. Nguyen and R. T. Howe. Laterally driven polysilicon resonant microstructures. In *An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots*, pages 53–59, 1989.
- [103] J. D. Grade, H. Jerman and T. W. Kenny. Design of large deflection electrostatic actuators. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 12(3):335–343, 2003.
- [104] R. Legtenberg, A. W. Groeneveld and M. Elwenspoek. Comb-drive actuators for large displacements. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 6(3):320–329, 1996.

- [105] S. Hata, T. Kato, T. Fukushige and A. Shimokohbe. Integrated conical spring linear actuator. *Microelectronic Engineering*, 67-68(0):574–581, 2003.
- [106] R. Legtenberg, J. Gilbert, S. D. Senturia and M. Elwenspoek. Electrostatic curved electrode actuators. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 6(3):257–265, 1997.
- [107] F. Sherman, S. Tung, C.-J. Kim, C.-M. Ho and J. Woo. In-plane microactuator for fluid control application. In *The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems*, pages 454–459, 1998.
- [108] J. Oberhammer, G. Stemme and A. Q. Liu. Numerical algorithm for quasi-static nonlinear simulation of touch-mode actuators with complex geometries and pre-stressed materials. In *The 13th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems*, volume 2, pages 2119–2122, 2005.
- [109] E. Motamedi. *MOEMS: Micro-opto-electro-mechanical Systems*. Press Monographs. SPIE Press, 2005.
- [110] J. R. Gilbert, G. K. Ananthasuresh and S. D. Senturia. 3D modeling of contact problems and hysteresis in coupled electro-mechanics. In *IEEE, The Ninth Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Systems*, pages 127–132, 1996.
- [111] T. Overstolz. *Tunable Optical Microsystems featuring Vertical Electrostatic Comb Drives*. PhD thesis, Institute of Microtechnology, University of Neuchâtel, Neuchâtel, Schweiz, 2007.
- [112] W. H. Müller and F. Ferber. *Technische Mechanik für Ingenieure*. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2005.
- [113] A. T. Bär, T. Hanemann and B. Schumacher. Entwicklung von Polymer-Keramik-Komposit Kondensatoren. Technical Report FZKA 7458, Forschungszentrum Karlsruhe in der Helmholtz-Gemeinschaft, 2009.
- [114] J. Li. *Electrostatic Zipping Actuators and Their Application to MEMS*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts, 2004.
- [115] J. Li, M. P. Brenner, T. Christen, M. S. Kotilainen, J. H. Lang and A. H. Slocum. Deep-reactive ion-etched compliant starting zone electrostatic zipping actuators. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 14(6):1283–1297, 2005.
- [116] K.-H. Grote and J. Feldhusen. *Dubbel*. Springer, 2007.

- [117] D. Elata and H. Bamberger. On the dynamic pull-in of electrostatic actuators with multiple degrees of freedom and multiple voltage sources. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 15(1):131–140, 2006.
- [118] E. Thielicke. *Design und Realisierung eines elektrostatischen Mikrorelais in Oberflächen-Mikromechanik*. PhD thesis, Fakultät IV - Elektrotechnik und Informatik der Technischen Universität Berlin, Berlin, Deutschland, 2004.
- [119] C.-F. Wan. Microelectromechanical step actuator capable of both analog and digital movements, US20070222334 A1, 2007.
- [120] R. Legtenberg, E. Berenschot, M. Elwenspoek and J. Fluitman. Electrostatic curved electrode actuators. In *IEEE Micro Electro Mechanical Systems*, pages 37–42, 1995.
- [121] M. A. Rosa, D. De Bruyker, A. R. Völkel, E. Peeters and J. Dunec. A novel external electrode configuration for the electrostatic actuation of MEMS based devices. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 14(4):446–451, 2004.
- [122] S.Hata, T. Fukushige, T. Hayashi, H. Tachikawa and A. Shimokohbe. Out-of-plane motion microactuators made of thin film metallic glass. In *18th International Congress of Mechanical Engineering*, 2005.
- [123] H. Hanf, F. Bennini, J. Frühauf, E. Gärtner and W. Dötzel. Realization of electrostatically driven actuators using curved electrodes fabricated by using silicon bulk micromachining techniques. In *Actuator 2002: Proc of the Int Conf on new Actuators*, pages 187–192, 2002.
- [124] ANSYS Inc. *ANSYS Coupled-Field Analysis Guide - ANSYS Release 10.0*. ANSYS Inc., Canonsburg, Pennsylvania, US, 2005.
- [125] Coventor Inc. *Using CoventorWare2012.002*. Coventor Inc., Cary, North Carolina, US, 2012.
- [126] Coventor Inc. *CoventorWare Analyzer Version 2012 - Reference Standard Capabilities*. Coventor Inc., Cary, North Carolina, US, 2012.
- [127] M. Totzeck, W. Ulrich, A. Göhnermeier and W. Kaiser. Semiconductor fabrication: Pushing deep ultraviolet lithography to its limits. *Nature Photonics*, 1:629–631, 2007.
- [128] M. J. Madou. *Fundamentals of Microfabrication: The Science of Miniaturization*. Taylor & Francis, second edition, 2002.
- [129] P. S. Peercy. The drive to miniaturization. *Nature*, 406:1023–1026, 2000.

- [130] S. Beeby. *MEMS Mechanical Sensors*. Artech House microelectromechanical systems (MEMS) series. Artech House, 2004.
- [131] H. Xie, Y. Pan and G. K. Fedder. A CMOS-MEMS mirror with curled-hinge comb drives. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 12(4):450–457, 2003.
- [132] J. Bryzek, K. Peterson and W. McCulley. Micromachines on the march. *IEEE Spectrum*, 31(5):20–31, 1994.
- [133] J. Bryzek, S. Roundy, B. Bircumshaw, C. Chung, K. Castellino, J. R. Stetter and M. Vestel. Marvelous MEMS. *IEEE Circuits and Devices Magazine*, 22(2):8–28, 2006.
- [134] S. Maruo and J. T. Fourkas. Recent progress in multiphoton microfabrication. *Laser & Photonics Reviews*, 2(1-2):100–111, 2008.
- [135] A. Bertsch, H. Lorenz and P. Renaud. 3D microfabrication by combining microstereolithography and thick resist UV lithography. *Sensors and Actuators A: Physical*, 73(1-2):14–23, 1999.
- [136] L.-C. Wittig, T. Clausnitzer, E.-B. Kley and A. Tuennermann. Alternative method of gray-tone lithography with potential for the fabrication of combined continuous 3D surface profiles and subwavelength structures. In *Lithographic and Micromachining Techniques for Optical Component Fabrication II*, volume 5183, pages 109–115, 2003.
- [137] P. W. Leech and R. A. Lee. Optically variable micro-mirror arrays fabricated by graytone lithography. *Microelectronic Engineering*, 83(2):351–356, 2006.
- [138] T. C. H. Stanley. *Three Dimensional Microfabrication and Micromoulding*. PhD thesis, National University of Singapore, Singapur, 2008.
- [139] S.-W. Youn, A. Ueno, M. Takahashi and R. Maeda. Microstructuring of SU-8 photoresist by UV-assisted thermal imprinting with non-transparent mold. *Microelectronic Engineering*, 85(9):1924–1931, 2008.
- [140] S. Y. Chou, P. R. Krauss and P. J. Renstrom. Imprint of sub-25 nm vias and trenches in polymers. *Applied Physical Letter*, 67(21):3114–3116, 1995.
- [141] Fraunhofer ISC. <http://www.ormocere.de/>. Aufgerufen: 16.5.2014.
- [142] S. Aura. *Fabrication of inorganic-organic hybrid polymer micro and nanostructures for fluidic applications*. PhD thesis, Aalto University, School of Chemical Technology, Department of Materials Science and Technology, Espoo, Finland, 2011.

- [143] M. Popall, A. Dabek, M. E. Robertsson, G. Gustafsson, O.-J. Hagel, B. Olsowski, R. Buestrich, L. Cergel, M. Leby, P. Kiely, J. Joly, D. Lambert, M. Schaub and H. Reichl. ORMOCERs-new photo-patternable dielectric and optical materials for MCM-packaging. In *48th IEEE Electronic Components Technology Conference*, pages 1018–1025, 1998.
- [144] S. Aura, T. Sikanen, T. Kotiaho and S. Franssila. Novel hybrid material for microfluidic devices. *Sensors and Actuators B: Chemical*, 132(2):397–403, 2008.
- [145] M. D. Canonica, F. Zamkotsian, P. Lanzoni, W. Noell and N. de Rooij. The two-dimensional array of 2048 tilting micromirrors for astronomical spectroscopy. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 23(5):055009–1–055009–14, 2013.
- [146] I. Schiele and B. Hillerich. Comparison of lateral and vertical switches for application as microrelays. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 9(2):146–150, 1999.
- [147] S. Duffy, C. Bozler, S. Rabe, J. Knecht, L. Travis, P. Wyatt, C. Keast and M. Gouker. MEMS microswitches for reconfigurable microwave circuitry. *IEEE Microwave and Wireless Components Letters*, 11(3):106–108, 2001.
- [148] C.-H. Liu, C.-F. Chiang, C. Chang and C.-H. Liu. A lobster-sniffing inspired actuator for manipulation of micro-objects via controlling local fluid. *Sensors and Actuators A: Physical*, 130-131(0):545–552, 2006.
- [149] D. C. Flanders and M. A. Schmidt. Electrostatic zipper actuator optical beam switching system and method of operation, US20020191267 A1, 2003.
- [150] G. Perregaux, S. Gonseth, P. Debergh, J.-P. Thiebaud and H. Vuilliomenet. Arrays of addressable high-speed optical microshutters. In *The 14th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*, pages 232–235, 2001.
- [151] E. Thielicke and E. Obermeier. New MOEMS-switch device with electrostatic actuator. In *IEEE/LEOS International Conference on Optical MEMS*, pages 159–160, 2002.
- [152] N. Dhaubanjari. *The Design and Analysis of Optical Scanners for Optical Coherence Tomography*. PhD thesis, The University of Texas at Arlington, Arlington, Texas, US, 2006.
- [153] C. Divoux, J. Charton, W. Schwartz, E. Stadler, J. Margail, L. Jocou, Z. Enot, J. C. Barbe, J. Chiaroni and P. Berruyer. A novel electrostatic actuator for micro deformable mirrors: fabrication and test. In *12th International Conference on Transducers, Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems*, volume 1, pages 488–491, 2003.

- [154] T.-K. A. Chou and O. Ma. MEMS moving platform with lateral zipping actuators, US20080309191 A1, 2008.
- [155] S. L. Miller, P. J. McWhorter, M. S. Rodgers, J. J. Sniegowski and S. M. Barnes. Microelectromechanical apparatus for elevating and tilting a platform, US6759787 B2, 2004.
- [156] C. Chen, C. Lee, Y.-J. Lai and W. Chen. Development and application of lateral comb-drive actuator. *Japanese Journal of Applied Physics*, 42(6):4059–4062, 2003.
- [157] L. Wu and H. Xie. A tunable microlens with 0.9 mm scan range and small lateral shift. In *IEEE/LEOS International Conference on Optical MEMS and Nanophotonics*, pages 69–70, 2009.
- [158] A. Jain and H. Xie. Microendoscopic confocal imaging probe based on an LVD microlens scanner. *IEEE Journal of Selected Topics in Quantum Electronics*, 13(2):228–234, 2007.
- [159] V. L. Giddings, S. M. Kurtz, C. W. Jewett, J. R. Foulds and A. A. Edidin. A small punch test technique for characterizing the elastic modulus and fracture behavior of PMMA bone cement used in total joint replacement. *Biomaterials*, 22(13):1875–1881, 2001.
- [160] M. P. Brenner, J. H. Lang, J. Li and A. H. Slocum. Optimal design of an electrostatic zipper actuator. In *Technical Proceedings of the 2004 NSTI Nanotechnology Conference and Trade Show*, volume 2, pages 371–374, 2004.
- [161] C. Liu and Y. Bar-Cohen. Scaling laws of microactuators and potential applications of electroactive polymers in MEMS. In *Proceedings of SPIE's 6th Annual International Symposium on Smart Structures and Materials*, volume 3669, pages 345–354, 1999.
- [162] D. Bachmann, B. Schöberle, S. Kühne, Y. Leiner and C. Hierold. Fabrication and characterization of folded SU-8 suspensions for MEMS applications. *Sensors and Actuators A: Physical*, 130-131(0):379–386, 2006.
- [163] S. Amaya, D. V. Dao and S. Sugiyama. Development of a monolithic PMMA comb-drive micro actuator utilizing hot embossing and ultra-precision machining. In *IEEE 22nd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems*, pages 713–716, 2009.
- [164] P. Lotz. *Dielektrische Elastomerstapelaktoren für ein peristaltisches Fluidfördersystem*. PhD thesis, Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, Deutschland, 2010.

- [165] S. T. Choi, J. Y. Lee, J. O. Kwon, S. Lee and W. Kim. Varifocal liquid-filled microlens operated by an electroactive polymer actuator. *Opt. Lett.*, 36(10):1920–1922, 2011.
- [166] W. J. Yoon, P. G. Reinhall and E. J. Seibel. Analysis of electro-active polymer bending: A component in a low cost ultrathin scanning endoscope. *Sensors and Actuators A: Physical*, 133(2):506–517, 2007.
- [167] K. Ren, S. Liu, M. Lin, Y. Wang and Q. M. Zhang. A compact electroactive polymer actuator suitable for refreshable braille display. *Sensors and Actuators A: Physical*, 143(2):335–342, 2008.
- [168] J. W. L. Zhou, H.-Y. Chan, T. K. H. To, K. W. C. Lai and W. J. Li. Polymer MEMS actuators for underwater micromanipulation. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 9(2):334–342, 2004.
- [169] E. W. H. Jager, E. Smela and O. Inganäs. Microfabricating conjugated polymer actuators. *Science*, 290(5496):1540–1545, 2000.
- [170] A. Llobera, G. Villanueva, V. J. Cadarso, S. Büttgenbach and J. A. Plaza. Polymeric MOEMS variable optical attenuator. *IEEE Photonics Technology Letters*, 18(22):2425–2427, 2006.
- [171] A. Tuantranont, V. M. Bright, J. Zhang, W. Zhang, J. A. Neff and Y. C. Lee. Optical beam steering using MEMS-controllable microlens array. *Sensors and Actuators A: Physical*, 91(3):363–372, 2001.
- [172] G. Jordan and A. M. Lyons. Thermomechanically driven polymer actuator for high-precision optical alignment. *IEEE Photonics Technology Letters*, 19(4):212–214, 2007.
- [173] N. Chronis and L. P. Luke. Electrothermally activated SU-8 microgripper for single cell manipulation in solution. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 14(4):857–863, 2005.
- [174] T. C. Duc, G.-K. Lau, J. F. Creemer and P. M. Sarro. Electrothermal microgripper with large jaw displacement and integrated force sensors. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 17(6):1546–1555, 2008.
- [175] B. Thubthimthong, G. K. Lau, C. N. Boon and M. V. Matham. Precisely rectilinear electro-thermal microactuator using a high-aspect ratio microstructured Si/SU-8 composite. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 22(11):115020–115034, 2012.

- [176] K. R. Cochran, L. Fan and D. L. DeVoe. High-power optical microswitch based on direct fiber actuation. *Sensors and Actuators A: Physical*, 119(2):512–519, 2005.
- [177] G. K. Lau, J. F. L. Goosen, F. van Keulen, T. C. Duc and P. M. Sarro. Powerful polymeric thermal microactuator with embedded silicon microstructure. *Applied Physics Letters*, 90(21):214103–1–214103–3, 2007.
- [178] C. Friese and H. Zappe. Deformable polymer adaptive optical mirrors. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 17(1):11–19, 2008.
- [179] M. J. Moghimi, B. J. Lutzenberger, B. M. Kaylor and D. L. Dickensheets. MOEMS deformable mirrors for focus control in vital microscopy. *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS*, 10(2):023005–1–023005–8, 2011.
- [180] J. M. Zara and S. W. Smith. Optical scanner using a MEMS actuator. *Sensors and Actuators A: Physical*, 102(1-2):176–184, 2002.
- [181] M. Ni, W. H. Tong, D. Choudhury, N. A. A. Rahim, C. Iliescu and H. Yu. Cell culture on MEMS platforms: A review. *International Journal of Molecular Sciences*, 10(12):5411–5441, 2009.
- [182] N. S. Tambe and B. Bhushan. Micro/nanotribological characterization of PDMS and PMMA used for BioMEMS/NEMS applications. *Ultramicroscopy*, 105(1-4):238–247, 2005.
- [183] M. De Volder, F. Ceysens, D. Reynaerts and R. Puers. Microsized piston-cylinder pneumatic and hydraulic actuators fabricated by lithography. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 18(5):1100–1104, 2009.
- [184] B. R. Watts, T. Kowpak, Z. Zhang, C.-Q. Xu, S. Zhu, X. Cao and M. Lin. Fabrication and performance of a photonic-microfluidic integrated device. *Micromachines*, 3(1):62–77, 2012.
- [185] J. Zhang, K. L. Tan, G. D. Hong, L. J. Yang and H. Q. Gong. Polymerization optimization of SU-8 photoresist and its applications in microfluidic systems and MEMS. *Journal of Micromechanics and Microengineering*, 11(1):20–26, 2001.
- [186] A. R. Leeds, E. R. Van Keuren, M. E. Durst, T. W. Schneider, J. F. Currie and M. Paranjape. Integration of microfluidic and microoptical elements using a single-mask photolithographic step. *Sensors and Actuators A: Physical*, 115(2-3):571–580, 2004.
- [187] S. Obi and M. Gale. Micro electrical mechanical systems, US7067239 B2, 2006.

- [188] S. N. Patnaik and D. A. Hopkins. *Strength of Materials: A Unified Theory*. Mechanical engineering/mechanics/civil engineering. Elsevier, 2004.
- [189] S. Timoshenko. *History of Strength of Materials: With a Brief Account of the History of Theory of Elasticity and Theory of Structures*. Dover Civil and Mechanical Engineering Series. Dover Publications, 1983.
- [190] B. E. Schubert. *Design, Fabrication and Testing of Angled Fiber Suspension for Electrostatic Actuators*. PhD thesis, University of California, Berkeley, California, US, May 2011.
- [191] I. H. Shames and C. L. Dym. *Energy and Finite Element Methods in Structural Mechanics*. New Age International Publishers Limited, 1995.
- [192] H. A. C. Tilmans and R. Legtenberg. Electrostatically driven vacuum-encapsulated polysilicon resonators: Part II. theory and performance. *Sensors and Actuators A: Physical*, 45(1):67–84, 1994.
- [193] J. E. Shigley, C. R. Mischke and R. Budynas. *Mechanical Engineering Design*. McGraw-Hill series in mechanical engineering. McGraw-Hill, 2003.
- [194] J. Laconte, D. Flandre and J.-P. Raskin. *Micromachined Thin-Film Sensors for SOI-CMOS Co-Integration*. Springer US, 2006.
- [195] W. Dax, N. Drozd, W.-D. Gläser, H. Itschner, G. Kotsch, J. Slaby and A. Weiß. *Tabellenbuch für Metalltechnik*. Handwerk und Technik, 2005.
- [196] F. L. Singer. *Strength of materials*. Harper, 1962.
- [197] T. Belendez, C. Neipp and A. Belendez. Large and small deflections of a cantilever beam. *European Journal of Physics*, 23(3):371–379, 2002.
- [198] N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt and A. Tünnermann. Polymer-based pull-in free electrostatic microactuators fabricated on wafer-level. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 24(4):949–957, 2014.
- [199] J. K. Luo, M. Lin, Y. Q. Fu, L. Wang, A. J. Flewitt, S. M. Spearing, N. A. Fleck and W. I. Milne. MEMS based digital variable capacitors with a high-k dielectric insulator. *Sensors and Actuators A: Physical*, 132(1):139–146, 2006.
- [200] K. Nakamura, T. Takahashi, T. Hikichi and I. Takata. An observation of breakdown characteristics on thick silicon oxide. In *Proceedings of the 7th International Symposium on Power Semiconductor Devices and ICs*, pages 374–379, May 1995.

- [201] MicroChemicals GmbH. Photolithography - theory and application of photoresists, etchants and solvents. Ulm, Deutschland, 2012.
- [202] R. Houbertz, G. Domann, C. Cronauer, A. Schmitt, H. Martin, J.-U. Park, L. Fröhlich, R. Buestrich, M. Popall, U. Streppel, P. Dannberg, C. Wächter and A. Bräuer. Inorganic-organic hybrid materials for application in optical devices. *Thin Solid Films*, 442(1-2):194–200, 2003.
- [203] V. Jokinen, P. Suvanto and S. Franssila. Oxygen and nitrogen plasma hydrophilization and hydrophobic recovery of polymers. *Biomicrofluidics*, 6(1):016501–1–016501–10, 2012.
- [204] L. F. J. Schneider, L. M. Cavalcante, N. Silikas and D. C. Watts. Degradation resistance of silorane, experimental ORMOCER and dimethacrylate resin-based dental composites. *Journal of Oral Science*, 53(4):413–419, 2011.
- [205] C. Schultze, A. Cordes, W. Schmidt, K. Sternberg, D. Behrend and K.-P. Schmitz. Hybrid polymers as implant material for medical devices. In O. Düssel and W. C. Schlegel, editors, *World Congress on Medical Physics and Biomedical Engineering*, volume 25/11 of *IFMBE Proceedings*, pages 164–167. Springer Berlin Heidelberg, 2009.
- [206] Gespräch mit Dr. Klein. Micro Resist Technology GmbH. Geführt am 13.12.2013.
- [207] Polytec GmbH. *Hardware Manual Laser Doppler Vibrometer PSV-400*. Polytec GmbH, Waldbronn, Germany, 2003.
- [208] J. P. Cleveland, S. Manne, D. Bocek and P. K. Hansma. A nondestructive method for determining the spring constant of cantilevers for scanning force microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 64(2):403–405, 1993.
- [209] S. Kong, S. Zhou, Z. Nie and K. Wang. The size-dependent natural frequency of bernoulli-euler micro-beams. *International Journal of Engineering Science*, 46(5):427–437, 2008.
- [210] I.-C. Chen, S. E. Holland and H. Chenming. Electrical breakdown in thin gate and tunneling oxides. *IEEE Journal of Solid-State Circuits*, 20(1):333–342, 1985.
- [211] I.-C. Chen, S. Holland and C. Hut. A quantitative physical model for time-dependent breakdown in SiO<sub>2</sub>. In *23rd Annual Reliability Physics Symposium*, pages 24–31, 1985.
- [212] E. Harari. Dielectric breakdown in electrically stressed thin films of thermal SiO<sub>2</sub>. *Journal of Applied Physics*, 49(4):2478–2489, 1978.

- [213] W. A. Yager and S. O. Morgan. Surface leakage of pyrex glass. *The Journal of Physical Chemistry*, 35(7):2026–2042, 1930.
- [214] H. R. Shea, A. Gasparyan, H. B. Chan, S. Arney, R. E. Frahm, D. Lopez, S. Jin and R. P. McConnell. Effects of electrical leakage currents on MEMS reliability and performance. *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*, 4(2):198–207, 2004.
- [215] T. Fukushige, S. Hata and A. Shimokohbe. A new driving method for electrostatic MEMS actuators to prevent sticking. In *Proc. of 4th euspen International Conference*, 2004.
- [216] H. Mansoor, H. Zeng and M. Chiao. A confocal fiber optic catheter for in vivo thickness measurement of biological tissues. In *IEEE 24th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)*, pages 999–1002, 2011.
- [217] K. Uchino. Piezoelectric actuators 2006. *Journal of Electroceramics*, 20(3-4):301–311, 2008.
- [218] M. T. Gale, C. Gimkiewicz, S. Obi, M. Schnieper, J. Söchtig, H. Thiele and S. Westenhöfer. Replication technology for optical microsystems. *Optics and Lasers in Engineering*, 43(3-5):373–386, 2005.
- [219] Y. Sun and S. R. Forrest. Organic light emitting devices with enhanced outcoupling via microlenses fabricated by imprint lithography. *Journal of Applied Physics*, 100(7):073106–1–073106–6, 2006.
- [220] H. Schmitt, M. Rommel, A. J. Bauer, L. Frey, A. Bich, M. Eisner, R. Voelkel and M. Hornung. Full wafer microlens replication by UV imprint lithography. *Microelectronic Engineering*, 87(5-8):1074–1076, 2010.
- [221] N. Lange, S. Scheiding, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt and A. Tünnermann. Design and wafer-level replication of a freeform curvature for polymer-based electrostatic out-of-plane actuators. *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS*, 12(4):041205–1–041205–7, 2013.

## Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Beschreibung
A/D-Wandler	Analog/Digital-Wandler
BEM	Boundary Element Method (abgrenzende Elemente Methode)
CMOS	Complementary Metal Oxide Semiconductor (ergänzender Metalloxid-Halbleiter)
FEM	Finite Elemente Methode
FTP	Film Thickness Probe (Schichtdicken Sensor)
LTS	Lasertriangulationssensor
LV	Laserscanning Vibrometer (Laser-scannendes Vibrometer)
MEMS	Mikro-elektro-mechanische Systeme
MOEMS	Mikro-opto-elektro-mechanische Systeme
ORMOCER®	ORganically MODified CERamics (organisch modifizierte Keramiken)
PDMS	Polydimethylsiloxane
PMMA	Polymethylmethacrylat
PVD	Physical Vapor Deposition (physikalische Gasphasenabscheidung)
QR-Code	Quick Response-Code („schnelle Antwort“-Code)
SiO <sub>2</sub>	Siliziumdioxid
TDDB	Time Dependent Dielectric Breakdown (zeitabhängiger dielektrischer Durchschlag)
UV	Ultraviolett

Symbol	Beschreibung	Einheit
$A$	Gesamtfläche der beweglichen Elektrode	m <sup>2</sup>
$a$	Parameter zur Bestimmung der Länge der theoretischen Kontaktfläche des Biegebalkens und der ortsfesten Elektrode	m
$A_1$	Fläche der Elektrode #1	m <sup>2</sup>
$A_2$	Fläche der Elektrode #2	m <sup>2</sup>
$A_{Balken}$	Querschnittsfläche des Biegebalkens	m <sup>2</sup>
$b$	Breite des Biegebalkens	m
$b_{Spitze}$	Endbreite der Elektrode #2	m

$C$	Gesamtkapazität des elektrostatischen Aktuators	F
$c$	Parameter zur Bestimmung der theoretisch äquivalenten elektrostatischen Streckenlast	$m^{-3}$
$C_1$	elektrische Kapazität zwischen Elektrode #1 und der beweglichen Elektrode	F
$C_2$	elektrische Kapazität zwischen Elektrode #2 und der beweglichen Elektrode	F
$D$	Durchmesser der zentralen Plattform	m
$d$	Dicke der Isolationsschicht	m
$E$	Elastizitätsmodul	Pa
$E_{Balken}$	mechanische Energie im Biegebalken eines Wanderkeilaktuators	J
$E_{elektrostatisch}$	elektrostatische Energie im elektrischen Feld eines Wanderkeilaktuators	J
$E_{Gesamt}$	gesamte potenzielle Energie im Wanderkeilaktuator	J
$E_{Kapazität}$	in einem Kondensator gespeicherte Energie	J
$F_{Balken}$	auf den Biegebalken wirkende mechanische Kraft	N
$F_{el}$	elektrostatische Anziehungskraft zwischen zwei unterschiedlich geladenen Elektroden	N
$F_{korr}$	um den Eintragswinkel korrigierte mechanische Kraft	N
$F_{Plattform}$	auf die Funktionsplattform wirkende mechanische Kraft	N
$F_{Res}$	aus einer Kraftbilanzierung resultierende Kraft	N
$g$	Höhe des fertigungsbedingten Spalts zwischen den ortsfesten und der beweglichen Elektrode	m
$h$	Höhe des Biegebalkens	m
$i$	Flächenträgheitsmoment des Biegebalkens	$m^4$
$k$	Federsteifigkeit	$N m^{-1}$
$L$	Länge der beweglichen Elektrode und gleichzeitig des Biegebalkens	m
$L_1$	Länge der Elektrode #1	m
$L_2$	Länge der Elektrode #2	m
$L_{Basis}$	Basislänge der geformten Elektrode #2	m
$L_{korr}$	rechnerisch korrigierte Länge des Biegebalkens abhängig von der Messposition $x$	m
$n$	ganzzahlige Menge	-
$R$	durch fertigungsbedingte mechanische Schichtspannungen hervorgerufener Radius des Biegebalkens	m
$R_a$	Durch mechanische Schichtspannungen hervorgerufener Radius des Biegebalkens, beginnend am Ende der theoretischen Kontaktfläche zwischen Biegebalken und der ortsfesten Elektrode ab Position $a$ .	m

$s$	Spaltbreite zwischen Elektrode #1 und #2	m
$U$	elektrische Spannung	V
$U_{Arbeit}$	Elektrische Spannung, um im Arbeitszustand 90% der Vorauslenkung des Arbeitszustands als Stellweg zu realisieren.	
$U_{E1}$	elektrische Spannung zwischen Elektrode #1 und der beweglichen Elektrode	V
$U_{E2}$	elektrische Spannung zwischen Elektrode #2 und der beweglichen Elektrode	V
$U_{Hysterese}$	Breite der Hysterese, die Differenz der Pull-In-Spannung zur Lift-Off-Spannung	V
$U_{Lift-Off}$	elektrische Spannung beim Lift-Off der Elektroden	V
$U_{Pull-In}$	elektrische Spannung des Pull-In-Effekts	V
$w$	Auslenkung der Biegebalkenspitze	m
$x$	Laufkoordinate in $x$ -Richtung, meint von der Einspannung des Biegebalkens in Richtung des freien Biegebalkenendes	m
$y$	Laufkoordinate in $y$ -Richtung, meint von der halben Breite des Wanderkeilaktuators	m
$z_{Kontakt}$	Koordinate des Kontaktpunktes mit der Oberfläche, gemessen mit einem Mikrokraftsensor	m
$z$	Laufkoordinate in $z$ -Richtung, meint senkrecht von der Oberfläche der ortsfesten Elektroden	m
$\alpha$	Winkel	°
$\delta$	durch elektrostatische Anziehung hervorgerufene Auslenkung	
$\Delta$	aus der Fertigung resultierende Auslenkung im nicht aktuierten Zustand	m
$\Delta_a$	aus der Fertigung resultierende Auslenkung im nicht aktuierten Zustand für das freie Ende des Biegebalkens ab Kontaktpunkt $a$	m
$\Delta_{Arbeit,Balken}$	aus der Fertigung resultierende Auslenkung des Biegebalkens im Arbeitszustand bei nicht-aktuierter Elektrode #2	
$\Delta_{Arbeit,Plattform}$	aus der Fertigung resultierende Auslenkung der Funktionsplattform im Arbeitszustand bei nicht-aktuierter Elektrode #2	
$\delta_{Balken}$	durch elektrostatische Anziehung hervorgerufene Auslenkung des Biegebalkens	m
$\Delta_{Balken}$	aus der Fertigung resultierende Auslenkung des Biegebalkens im nicht aktuierten Zustand	m
$\delta_{eff,Balken}$	Differenz der Vorauslenkung und der verbleibenden potenziellen Auslenkung bei voller elektrischer Spannung - der tatsächlich für die Auslenkung zur Verfügung stehende Stellweg der Biegebalkenspitze	m
$\delta_{eff,Plattform}$	Differenz der Vorauslenkung und der verbleibenden potenziellen Auslenkung bei voller elektrischer Spannung - der tatsächlich für die Auslenkung zur Verfügung stehende Stellweg der Funktionsplattform	m

---

$\delta_{\text{Plattform}}$	durch elektrostatische Anziehung hervorgerufene Auslenkung der Funktionsplattform	m
$\Delta_{\text{Plattform}}$	aus der Fertigung resultierende Auslenkung der Funktionsplattform im nicht-aktuierten Zustand	m
$\delta_{\text{pot,Balken}}$	Verbleibender Abstand der Biegebalkenspitze zur Substratoberfläche bei maximaler elektrischer Spannung und der potenzielle Stellweg, der in dieser Konfiguration nicht genutzt werden kann.	m
$\delta_{\text{pot,Plattform}}$	Verbleibender Abstand der Plattform zur Substratoberfläche bei maximaler elektrischer Spannung und der potenzielle Stellweg, der in dieser Konfiguration nicht genutzt werden kann.	m
$\epsilon_0$	elektrische Feldkonstante	A s V <sup>-1</sup> m <sup>-1</sup>
$\epsilon_r$	relative Permittivität	-
$\sigma$	mechanische Biegespannung	Pa

---

## ***Danksagung***

An dieser Stelle möchte ich mich herzlich bei allen bedanken, die durch Ihre Hilfe und Unterstützung zum Gelingen der Arbeit beigetragen haben.

Allen voran danke ich Herrn Prof. Dr. A. Tünnermann für die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und für die wertvollen Ratschläge und Anregungen sowie für die Möglichkeit diese am Fraunhofer Institut für Angewandte Optik und Feinmechanik durchführen zu können.

Großen Dank an Frau Dr. R. Eberhardt, Herrn Dr. E. Beckert sowie Herrn Dr. F. Wippermann und Frau Dr. C. Reinlein für die Gespräche zur inhaltlichen Konzeption der Arbeit und für deren konstruktive Kritik sowie für die umfassende Unterstützung und die vielen Möglichkeiten die mir für meine Arbeit in den Abteilungen der Feinwerktechnik und der Mikrooptischen Systeme zur Verfügung standen. Weiterhin bedanke ich mich bei allen externen Gutachtern für die Bewertung der Arbeit.

Persönlich erwähnen möchte ich eine kleine Gruppe von Personen, deren technische und fachliche Leistungen einen wichtigen Beitrag zur Realisierung der vorliegenden Arbeit geleistet haben: Michael Appelfelder, der einen Großteil der LabView-Programmierung übernommen hat und mir als Geräteverantwortlicher des Laserscanning Vibrometers mit Ratschlägen und Lösungen zur Seite stand. Ben Zaage, dessen Kenntnisse in LabView ebenfalls eine große Hilfe waren. Johannes Hartung, der mir half einige Herausforderungen in der Bedienung von Mathematica zu meistern. Robert Leitel, dessen Erfahrungen mit dem MA/BA8 Gen3 Mask Aligner und der Prozessierung von Fotolacken oft Licht ins Dunkel brachten. Andreas Reimann, der die Abformung der Mikrolinsen auf den Aktuatorverbänden durchführte. Und Christin Langguth, die mir beim Aufbau und Auslegung des Versuchsstands half, um eine fokussierte Testabbildung anhand aktuierter Funktionsdemonstratoren aufzunehmen.

Besonders bedanken möchte ich mich auch für die Möglichkeit die Labors der A3 im Reinraum nutzen zu können, in denen ein großer Teil meiner Arbeit entstanden ist. Weiterhin möchte ich mich bei allen Mitarbeitern der Arbeitsgruppen Mikromontage (A4) und Imaging (A3) für Ihre durchweg freundliche und unkomplizierte Hilfe und Unterstützung bedanken.

Persönlich erwähnen möchte ich noch Claudia Reinlein, Sandra Müller, Oliver Pabst, Thomas Burkhardt, Steffen Gramens, Nils Heidler und Andreas Joswig, denen es gelang nicht nur während der Arbeit eine angenehme und lockere Atmosphäre zu schaffen.

Ganz besonders danke ich auch meiner Familie und meiner Freundin Diana für Ihre moralische Unterstützung und Ihr Vertrauen sowie für die notwendige Zerstreuung.

## **Veröffentlichungsliste**

### **Referierte Veröffentlichungen**

- N. Lange, S Scheiding, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt, A. Tünnerman. Design and Waferlevel Replication of a Freeform Curvature for Polymer-Based Electrostatic Out-of-Plane Actuators. *J. Micro/Nanolith. MEMS MOEMS*, 12(4): 041205, November 2013.
- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. Polymer-Based Pull-In Free Electrostatic Microactuators Fabricated on Wafer-Level. *Journal of Microelectromechanical Systems*, 2014. (angenommen, wird in einem zukünftigen Journal veröffentlicht)

### **Patente**

- F. Wippermann, N. Lange, A. Reimann, A. Bräuer. Polymere optische Komponenten mit integrierten mechanischen Strukturen mit thermisch induzierter, axialer Positionsänderung, DE 102013209814, 2013.
- N. Lange, F. Wippermann. Elektrostatischer Aktuator und Verfahren zum Herstellen desselben, DE102013209804.9, 2013.
- F. Wippermann, A. Reimann, N. Lange, A. Bräuer. Optische Struktur mit daran angeordneten Stegen und Verfahren zur Herstellung derselben, DE102013209829.4, 2013.
- F. Wippermann, A. Reimann, N. Lange, A. Bräuer. Optische Struktur mit daran angeordneten Stegen und Verfahren zur Herstellung derselben, DE102013209823.5, 2013.
- F. Wippermann, A. Brückner, N. Lange, A. Bräuer. Verfahren zur Herstellung einer falschlichtunterdrückenden Struktur und Vorrichtung mit der derselben, DE102013209246.6, 2013.

### **Veröffentlichungen**

- N. Lange, F. Wippermann, R. Leitel, C. Bruchmann, E. Beckert, R. Eberhardt, A. Tünnermann. First results on electrostatic polymer actuators based on UV replication. In *Proc. SPIE 7926, Micromachining and Microfabrication Process Technology XVI*, pages 792609, 2011.

- N. Lange, F. Wippermann, R. Leitel, C. Bruchmann, E. Beckert, R. Eberhardt, A. Tünnermann. Erste Ergebnisse elektrostatischer Aktuatorik auf Basis UV-aushärtender Polymere. In *Proceedings 3. GMM Workshop Mikro-Nano-Integration*, 6 pp, 2011.
- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. Nutzung UV ausgehärtender Polymere zum Aufbau elektrostatischer Aktuatorik. In *Proceedings 4. VDE/VDI Mikrosystemtechnik-Kongress 2011*, pages 689-692, 2011.
- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. Successful Fabrication of Polymer Based Low Voltage Electrostatic Actuators. In *MME 2012, 23rd Micromechanics and Microsystems Europe Workshop*, pages C02, 2012.
- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. High stroke polymer based electrostatic actuators. In *Proceedings Actuator 2012, International Conference and Exhibition on New Actuators and Drive Systems*, pages 709-712, 2012.
- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. Innovative approach to high stroke electrostatic actuators. In *Proc. SPIE 8616, MOEMS and Miniaturized Systems XII*, pages 86160T, 2013.

## Vorträge

- N. Lange, F. Wippermann, R. Leitel, C. Bruchmann, E. Beckert, R. Eberhardt, A. Tünnermann. First results on electrostatic polymer actuators based on UV-replication At *SPIE Photonics West*, 22.-26.1.2011, San Francisco, California, USA.
- N. Lange, F. Wippermann, R. Leitel, C. Bruchmann, E. Beckert, R. Eberhardt, A. Tünnermann. Erste Ergebnisse elektrostatischer Aktuatorik auf Basis UV-aushärtender Polymere. At *3. GMM Workshop Mikro-Nano-Integration*, 3.-4.3.2011, Stuttgart, Deutschland.
- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. Nutzung UV ausgehärtender Polymere zum Aufbau elektrostatischer Aktuatorik. At *4. VDE/VDI Mikrosystemtechnik-Kongress 2011*, 10.-12.10.2011, Darmstadt, Deutschland.
- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. Successful Fabrication of Polymer Based Low Voltage Electrostatic Actuators. At *MME 2012, 23rd Micromechanics and Microsystems Europe Workshop*, 9.-12.9.2012, Ilmenau, Deutschland.

- N. Lange, F. Wippermann, E. Beckert, R. Eberhardt A. Tünnermann. Innovative approach to high stroke electrostatic actuators. At *SPIE Photonics West*, 2.-7.2.2013, San Francisco, California, USA.

### **Veröffentlichungen ohne direkten Bezug zur Dissertation**

- M. Goy, C. Reinlein, J. Kinast, N. Lange. Cryogenic testing of a unimorph-type deformable mirror and theoretical material optimization. In *Journal of micro/nanolithography, MEMS and MOEMS* 13, 13(1):011107, 2013.
- C. Reinlein, M. Goy, N. Lange and M. Appelfelder. Mounting with compliant cylinders for deformable mirrors. In *Optics Letters* 40, 40(79):1536, 2015.

### ***Ehrenwörtliche Erklärung***

Ich erkläre hiermit ehrenwörtlich, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig, ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel und Literatur angefertigt habe. Die aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet.

Bei der Auswahl und Auswertung folgenden Materials haben mir die nachstehend aufgeführten Personen in der jeweils beschriebenen Weise unentgeltlich geholfen:

1. Michael Appelfelder (Fraunhofer IOF, Jena): LabView-Programmierung der Kontrollsoftware zur Ansteuerung und Vermessung der Aktuatoren.
2. Andreas Reimann (Fraunhofer IOF, Jena): Abformung der Mikrolinsen auf den Aktuatorverbänden der Applikationsdemonstratoren, Kapitel 7.
3. Christin Langguth (Fraunhofer IOF, Jena): Unterstützung bei der Auslegung und beim Aufbau des Versuchsstands sowie bei der Versuchsdurchführung zur Aufnahme von Testbildern mit dem Applikationsdemonstrator, Kapitel 7.

Weitere Personen waren an der inhaltlich-materiellen Erstellung der vorliegenden Arbeit nicht beteiligt. Insbesondere habe ich hierfür nicht die entgeltliche Hilfe von Vermittlungs- bzw. Beratungsdiensten (Promotionsberater oder andere Personen) in Anspruch genommen. Niemand hat von mir unmittelbar oder mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

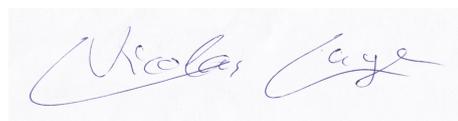
Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einer anderen Prüfungsbehörde vorgelegt.

Die geltende Promotionsordnung der Physikalisch-Astronomischen Fakultät ist mir bekannt.

Ich versichere ehrenwörtlich, dass ich nach bestem Wissen die reine Wahrheit gesagt und nichts verschwiegen habe.

Jena, 04.08.2015

Nicolas Lange



## *Lebenslauf*

Lange, Nicolas

Geboren am 18.12.1982 in Kassel

- 07/1995 – 06/2002 Käthe-Kollwitz Gymnasium (Wilhelmshaven)
- 06/2002 Allgemeinbildendes Abitur mit allgemeiner Hochschulreife  
Abschlussnote: 2,6
- 07/2002 – 05/2003 Zivildienst: Jugendfreizeitstätte der Stadtjugendpflege Wilhelmshaven
- 06/2003 – 10/2003 Beschäftigung bei Brandschutz Weise (Wilhelmshaven)
- 11/2003 – 12/2003 Praktikum bei Metallbau Zahn (Wilhelmshaven)
- 03/2004 – 05/2004 Praktikum bei Metallbau Eiben (Wilhelmshaven)
- 09/2004 – 12/2008 Studium der Fachrichtung „Feinwerktechnik“ an der Ernst-Abbe  
Fachhochschule (Jena)  
Vertiefungsrichtung: Entwicklung und Konstruktion
- 03/2007 – 10/2007 Praktikumssemester bei EADS (Ulm)
- 03/2008 – 12/2008 Diplomand am Fraunhofer IOF (Jena)
- 12/2008 Abschluss des Studiums der Feinwerktechnik als Dipl.-Ing. (FH)  
Abschlussnote: 1,3
- 01/2009 – 06/2009 Entwicklungsingenieur am Fraunhofer IOF (Jena)
- Seit 07/2009 Doktorand am IAP (Jena)  
Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer IOF (Jena)

Jena, 04.08.2015

Nicolas Lange

