

Bistabiles Magneto-Formgedächtnis-Mikroventil

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der Fakultät für Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Diplom-Ingenieur Johannes Barth

Tag der mündlichen Prüfung: 17.02.2012
Hauptreferent: PD Dr. rer. nat. Manfred Kohl
Korreferenten: Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak
Prof. Dr. rer. nat. Volker Saile

Vorwort

Während meiner sportlichen Karriere habe ich viel Zeit in einem Rudereiner verbracht. Auch wenn man dort alleine seinen Wettkampf bestreitet war mir immer bewusst, dass ohne ein unterstützendes, einwandfrei funktionierendes und Rückmeldung gebendes Team keine Erfolge zu erringen sind. Ebenso verhält es sich bei einer Promotion. Darum möchte ich die ersten Worte dieser Arbeit nutzen einer Reihe von Personen zu danken, ohne deren Unterstützung und ohne deren Vertrauen, das sie in mich gesetzt haben, diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre.

Meinen Doktorvater Herrn PD Dr. M. Kohl danke ich in besonderem Maße für die anspruchsvolle und interessante Promotions-Thematik, seine stete Hilfsbereitschaft und die stetige Ermutigung zum selbständigen wissenschaftlichen Arbeiten. Herrn Prof. Dr. H. Schlaak danke ich für die Übernahme des Korreferates und die damit verbundenen Mühen. Ein ganz besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. V. Saile, für die Übernahme des Korreferats und sein immer offenes Ohr für die Bedürfnisse aller Doktoranden am Institut für Mikrostrukturtechnik.

Ich danke allen Mitarbeitern des Institutes für Ihre immerwährende Hilfsbereitschaft und im Besonderen Alexandra Moritz und Heike Fornasier für die aufbauenden Worte in der Endphase meiner Promotion. Meinen Mitstreitern Thomas Grund und Christof Megnin, danke ich für die schöne gemeinsame Zeit im Labor. Nie vergessen werde ich auch die, trotz „weißen Sturms“ schönen Stunden im Süden von England. Via Skype erhielt ich immer fachlichen Beistand und aufmunternde Worte von meinem ehemaligen Kollegen und geschätzten Freund. Vielen Dank lieber Flow!

Meinen Eltern danke ich besonders dafür, dass Sie mich immer bei all meinen Aktivitäten unterstützen und mich stets gelehrt haben, über den Tellerrand hinaus zu schauen. Besonders herzlich möchte ich mich bei Bettina bedanken, die viele Wochenenden und Abende ohne mich verbringen musste. Gerade im letzten Jahr meiner Promotion, in dem ich doppelt eingespannt war, brachte sie großes Verständnis auf und verstand es, mich immer wieder neu zu motivieren.

Karlsruhe, November 2011

Johannes Barth

Kurzfassung

Bistabile Aktoren verbrauchen nur während des Schaltvorgangs Energie, nicht aber in den stabilen Schaltpositionen. Diese Eigenschaft macht sie besonders für die Mikrosystemtechnik interessant. So können zur Realisierung autarker Mikrosysteme, in denen elektrische Energie häufig nur begrenzt zur Verfügung steht, bistabile Aktoren wesentlich zur Minimierung des Energieverbrauches beitragen. Gerade im Bereich der Mikrofluidik besteht ein großer Bedarf an bistabil betriebenen Ventilen, da von den Anwendungen häufig Schaltzustände mit hohen Haltekräften über einen langen Zeitraum gefordert werden.

In dieser Arbeit wird ein neuartiges bistabiles Aktorprinzip vorgestellt, welches auf einen Formgedächtnis (FGL) -Antrieb in Kombination mit einem magnetostatischen Rückhaltesystem basiert. Demonstriert wird der Einsatz in einem Mikroventil.

Auf Grundlage von Simulationen und der Charakterisierung einzelner Komponenten wird eine Designstudie durchgeführt und Demonstratoren hergestellt. Zur Realisierung dieser Demonstratoren werden anwendungsoptimierte Herstellungs- und Montageprozesse vorgestellt. Mittels eines zur Charakterisierung entworfenen Meßaufbaus wird das Verhalten der Magneto-FGL-Aktoren in Abhängigkeit der wichtigsten Parameter in situ untersucht.

Auf Basis der gewonnenen Erkenntnisse werden verschiedene Realisierungsmöglichkeiten eines bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils präsentiert und untereinander verglichen. Auf Grundlage einer weiteren Designstudie werden Demonstratoren in zwei unterschiedlichen Bauarten hergestellt und auf Besonderheiten der Herstellung eingegangen. Das fluidische Verhalten der bistabilen Magneto-FGL-Mikroventile wird in Abhängigkeit vom Differenzdruck, des elektrischen Steuersignals und der charakteristischen geometrischen Parameter untersucht. Abschließend werden die systembeschreibenden Leistungsdaten mit dem Stand der Technik verglichen.

Abstract

Bistable actuators only consume energy during the switching process. Once a stable position is latched, no energy is required to hold it for an unlimited time. This characteristic renders these kind of actuators extremely interesting for applications in microsystems. Especially in autonomous microsystems, energy is often limited and energy consumption has to be minimized. Particularly in the field of microfluidics there is a great demand for bistable operated microvalves.

This work presents a novel principle of bistable actuation, which combines an antagonistic shape memory alloy (SMA) actuation mechanism with magnetostatic latching. A bistable microvalve, using this principle is demonstrated.

Based on simulation and characterization results of individual components, a design study is carried out and demonstrators of the bistable SMA actuator are set up. The adapted fabrication and assembly processes are presented. Bistable behavior of the Magneto-SMA-Actuators as a function of several parameters is determined, using a custom-built in situ measuring setup.

Various design options of the bistable Magneto-SMA-Microvalve are presented. Consequently, a design study based on the most promising concept and further the fabrication of the bistable microvalve is shown. As a function of the differential pressure, the electrical control signal and various geometrical parameters, the fluidic behavior of the bistable Magneto-SMA-Microvalve is analyzed. Finally a comparison between the shown bistable microvalve and the state of the art is presented.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation	1
1.2	Zielsetzung	3
1.3	Aufbau der Arbeit	4
2	Grundlagen	5
2.1	Materialien und Effekte	5
2.1.1	Der Formgedächtniseffekt	5
2.1.2	Magnetostatik	9
2.1.3	Magnetische Werkstoffe	11
2.1.4	Bistabile mechanische Systeme	12
2.2	Technologien und Methoden	15
2.2.1	Mikrostrukturierung von NiTi	15
2.2.2	Heißprägen	16
2.2.3	Galvanoformung	18
2.2.4	Magnetostatische FEM-Simulationen mit FEMM	20
2.3	Charakterisierungsmethoden	22
2.3.1	Gradientenfeld-Magnetometer (AGM)	22
2.3.2	Bewegungsanalyse mittels Bildkorrelation	23
2.3.3	Kraftmessung mittels elektrodynamischer Kraftkompensation	24
3	Stand der Technik	27
3.1	Bistabile Mikroaktorik	27
3.2	Bistabile Mikroventile	33
4	Bistabiler Magneto-FGL-Aktor	39
4.1	Funktionsprinzip	39
4.2	Vergleich und Diskussion möglicher Ausführungsformen	44
4.3	Systemdesign und Optimierung	46
4.3.1	Der antagonistische Schaltmechanismus	47
4.3.1.1	Eigenschaften einer einzelnen FGL-Brücke	47
4.3.1.2	Kräfte im antagonistischen Schaltmechanismus	51
4.3.2	Das magnetische Rückhaltesystem	54
4.3.2.1	Geometrische Optimierung durch FEM-Simulation	59

4.3.3	Zusammenfassung der Designregeln	63
4.4	Layout des variablen Aufbaus	65
4.5	Herstellung der Komponenten	66
4.5.1	Mikrostrukturierung der NiTi-Brücken	66
4.5.2	Elektrochemische Abscheidung von Ni-Fe auf Ni-Ti	69
4.5.3	Montage der Ni-Ti-Brücke auf das Trägersubstrat	72
4.5.4	Elektrische Kontaktierung	74
4.6	Charakterisierung	75
4.6.1	Statische Charakterisierung	75
4.6.2	Dynamische Charakterisierung	80
4.6.3	Abschließende Diskussion	87
5	Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil	89
5.1	Vergleich und Diskussion möglicher Ausführungsformen	89
5.2	Funktionsprinzip	92
5.3	Systemdesign und Auslegung	94
5.3.1	Wechselwirkungen zwischen Rückhalte-, Aktor- und Fluidik-System	94
5.3.2	Abschätzung der druckabhängigen Kräfte	95
5.3.3	Geometrische Optimierung des magnetischen Rückhaltesystems	97
5.3.3.1	Variation der Aussparung	98
5.3.3.2	Variation der Abstände	98
5.3.4	Design-Regeln	99
5.4	Layout	102
5.4.1	Layout des variablen Aufbaus für In-situ-Messungen	102
5.4.2	Layout des modularen Aufbaus	104
5.5	Herstellung	107
5.5.1	Herstellung der Bauteile	107
5.5.2	Aufbau der fluidischen Platte mit weichmagnetischen Anschlag	107
5.5.3	Aufbau des antagonistischen Schalters	108
5.5.4	Endjustage und Montage	112
5.6	Charakterisierung	114
5.6.1	Messaufbau	114
5.6.2	Eigenschaften der fluidischen Platte	116
5.6.3	Messungen des variablen Aufbaus im Elastometer	117
5.6.4	Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil im modularen Aufbau	120
5.6.4.1	Heizpuls abhängiges Schaltverhalten (bei unterschiedlichen Differenzdrücken)	120
5.6.4.2	Abstandsvariation	126
5.6.5	Charakterisierung mit Wasser als Medium	128
5.6.6	Abschließende Diskussion	132
6	Zusammenfassung	137
7	Ausblick	141

Literaturverzeichnis	143
A Abkürzungen und Symbole	151
B Publikationsliste	155

1 Einleitung

1.1 Motivation

Die Bundesregierung hat im Jahr 2006 erstmals ein nationales Gesamtkonzept für die Forschungslandschaft vorgelegt, indem die Mikrosystemtechnik (MST) als eine der Schlüsseltechnologien des 21. Jahrhunderts angesehen wird [1]. Dabei hat die MST bereits eine lange Entwicklung hinter sich und ist schon heute aus einigen Bereichen des Lebens nicht mehr wegzudenken, wie beispielsweise aus der Sensorik des Automotive-Bereiches oder aus der Konsumerelektronik (Tintenstrahldrucker, CD-Spieler, Mobiltelefone, etc.). Entstanden ist die MST aus dem erfolgreichen Konzept der Mikroelektronik, bei der durch eine Abfolge von Abscheide- und Strukturierungsmethoden, auf mehreren Silizium-Substraten gleichzeitig jeweils viele tausend Schaltungen kostengünstig gefertigt werden können. Mitte der 60er Jahren wurde damit begonnen die Entwurfskonzepte, Technologien und Materialien der Mikroelektronik dazu zu verwenden um mikromechanische Bauelemente herzustellen. So wurde 1962 erstmals ein mechanischer Umsetzer als Verformungskörper mit integrierten Piezowiderständen für die Anwendung als Druck- oder Beschleunigungssensor vorgestellt [2]. Seitdem hat sich die Mikrosystemtechnik als eigene Disziplin der Ingenieurwissenschaften, rasant entwickelt. Neben immer komplexeren Sensor- und Aktorsystemen wurden auch spezialisiertere Technologien zur Herstellung mikromechanischer Komponenten entwickelt. Dazu gehören beispielsweise Technologien zur Herstellung von Mikrostrukturen mit hohem Aspektverhältnis [3, 4]. Da die Herstellungstechnologie der Mikroelektronik auf einige wenige Materialien beschränkt ist, gab es schon früh Bestrebungen, dieses Materialportfolio und die dafür geeigneten Strukturierungsmethoden zu erweitern. So sind die Mikrosysteme nicht mehr nur auf das Basismaterial Silizium beschränkt, sondern können auch aus Metallen, Keramiken, Gläsern oder Polymeren bestehen. Durch die Entwicklung von Transfertechnologien sind auch technologisch nicht kompatible Materialien kostengünstig in einem hybriden Mikrosystem kombinierbar [5]. Dies führt zu einer Spezialisierung der Mikrosysteme mit einer dadurch für bestimmte Anwendungsbereiche höheren Leistungsfähigkeit. So lassen sich durch diese Transfertechnologien in einer Parallelfertigung beispielsweise für Mikroaktoren eines Mikrosystems, Formgedächtnislegierungen mit sehr hohen Energiedichten oder Piezokeramiken mit hoher Dynamik einsetzen [6].

Um die Jahrtausendwende zeichnete sich ein bis heute gültiges Forschungsziel in der MST ab, bei dem es darum geht, Mikrosysteme autonom und „intelligent“ zu machen. Damit ist gemeint, dass beispielsweise ein Mikrosystem an einen bestimmten Ort platziert wird, dieses dort Umweltparameter sensorisch aufnimmt und die gewonnenen Daten entweder weiterleitet oder gar verarbeitet und mittels eines Wandlers direkt Einfluss auf diesen Umweltparameter nimmt. Im Jahr 1999 wurde die Vision von autonomen

1 Einleitung

sich selbständig vernetzender Sensorknoten, alle nicht größer als ein Staubkorn, mit dem Begriff „Smart Dust“ geprägt [7]. Dieses Forschungsziel löste auf Grund der vielfältigen Problemstellungen neue Trends aus. Einige davon beschäftigen sich mit der Problematik der Energieversorgung solcher autonomer Mikrosysteme. Denn im Gegensatz zur Skalierbarkeit der logischen Schaltungen, sowie der Sensoren oder Aktoren, lassen sich Batterien als Energiespeicher nicht ohne Einschränkung der Kapazität skalieren. Diese Problematik wird auf Seiten der Energiebereitstellung durch die Erforschung von Methoden zur Nutzbarmachung der aus der Umgebung zur Verfügung stehenden Energiequellen (Licht, Wärme, kinetische Energie, chemische Energie), auch „Energy Harvesting“ genannt, bearbeitet [8–10]. Daneben gibt es Bestrebungen die Energiedichte sehr kleiner Batterien zu steigern [10, 11], oder gar die elektrische Energie vor Ort durch Umwandlung im Mikrosystem durch Brennstoffzellen zu erzeugen [12, 13]. Zum Erreichen des Zieles autonomer Mikrosysteme ist es aber ebenso wichtig, die energieverbrauchenden Komponenten zu optimieren. So wird neben der Entwicklung von elektrischen Schaltungen mit extrem niedrigem Energieverbrauch im Bereich der Mikroaktoren nach immer leistungsfähigeren Materialien und Materialkombinationen gesucht [14, 15]. In vielen Anwendungsfällen reicht eine alleinige Optimierung der Aktormaterialien oder auch des Aktor-Designs nicht aus, da häufig hohe Stell- und Haltekräfte über längere Zeitspannen bei zugleich niedrigem Energieverbrauch gefordert sind. In diesen Fällen sind Aktorkonzepte wie beispielsweise die der bistabilen Mikroaktoren oder Schalter die einzige Alternative, da diese nur für das Umschalten zwischen den beiden stabilen Zuständen Energie verbrauchen.

Typische Anwendungsgebiete bistabiler Schalter / Ventile

Ein auch aus der Makrowelt bekannter Anwendungsfall ist die galvanische Trennung eines Stromkreises. Um eine hohe Überschlagsfestigkeit zu erreichen, werden hier bistabile Aktoren mit großem Hub benötigt [16].

In der Telekommunikation sind bistabile Schalter interessant, da mit Ihnen eine physische Trennung einer Hochfrequenzleitung möglich ist. So lassen sich hier beispielsweise Filterstrukturen oder Antennen mit einer geringen Einfügedämpfung an eine bestehende Schaltung an- oder entkoppeln [16–18]. So lassen sich Mobiltelefone mit geringen Bauvolumen realisieren, die durch Abstimmen von Anpassungsnetzwerken und Umschalten von Antennenstrukturen dennoch in unterschiedlichen Frequenzbändern operieren können [19]. In der optischen Datenübertragung lassen sich mit bistabilen Faserschaltern Knotenpunkte von Fasernetzen miniaturisieren [20, 21].

Im Bereich der Mikrofluidik besteht ein besonderer Bedarf an bistabilen Mikroventilen. So ist die Problematik der begrenzten Energieversorgung gerade für implantierbare Medikamenten-Dosiersysteme gegeben. Die Eignung von bistabilen Mikroventilen für diese Systeme wird noch von der Tatsache bestärkt, dass häufig die zu verabreichenden Medikamente in definierten Intervallen, die mehrere Stunden betragen können, abgegeben werden müssen [22, 23]. Ein weiteres Beispiel sind Reform-Brennstoffzellen-Systeme, die ein komplexes fluidisches Regelungssystem mit mehreren Pfaden und Ventilen benötigen. Dabei gibt es zwei grundlegende Zustände beim Betreiben der Reformer. Die Auf-

heizphase und die Betriebsphase. Somit werden von den vielen Mikroventilen des Regelungssystems immer nur zwei Zustände über einen längeren Zeitraum eingenommen [24]. Damit das Gesamtsystem aus Reformer und Brennstoffzelle einen hohen Wirkungsgrad erzielt, muss hier der Energieverbrauch der Peripherie so gering wie möglich ausfallen. Dies ist mit bistabilen Mikroventilen gegeben.

Die Eigenschaft bistabiler Systeme als Speicherelement, kann im Speziellen als Anwendung von bistabilen Mikroventilen in Lab-on-Chip-Systemen eine wichtige Rolle spielen. Ziel dieser Lab-on-Chip Systeme ist es, die Funktionalität eines Labors auf einen kleinen Chip zu vereinen. Diese Chips werden häufig als Wegwerfartikel ausgelegt und besitzen darum keine eigene Energieversorgung. Zudem kann mit einem solchen Lab-on-Chip auch immer nur ein und derselbe Versuch durchgeführt werden. Darum gibt es Bestrebungen, den fluidischen Pfad eines solchen Lab-on-Chip-Systems ähnlich eines elektrischen Flash-Speichers programmierbar zu gestalten. Analog zu den Flash-Speichern spricht man hier von einem „structurally programmable microfluidic system“ (sPROMs) [25, 26]. Im Bilde der genannten Analogie, würde das bistabile Ventil dem Flash-Feldeffekttransistor entsprechen.

1.2 Zielsetzung

Trotz des Bedarfs und hohen Interesses an bistabilen Mikroventilen konnten in den letzten 30 Jahren nur wenige bistabile Aktorkonzepte erfolgreich zum Antrieb eines Mikroventils umgesetzt werden. Im Zeitraum zwischen 1979 und 2006 identifiziert [27] an die 100 veröffentlichte Arbeiten über aktive Mikroventile. Darunter befinden sich drei bistabile. Diese Anzahl hat sich zwischen 2006 und 2010 verdreifacht. Bis zu Beginn dieser Arbeit ist noch kein veröffentlichtes Konzept eines bistabilen Mikroventils basierend auf einer Formgedächtnislegierung bekannt. Dabei besitzen Formgedächtnislegierungen ausgezeichnete Materialeigenschaften für die Mikroaktorik. So lassen sich mit Ihnen im Vergleich zu anderen Aktorprinzipien hohe Energiedichten mit sowohl großen Kräften als auch Hüben erreichen.

Ziel dieser Arbeit ist es, die hohe Leistungsfähigkeit von Formgedächtnislegierungen für bistabile Schaltanwendungen in Form eines zu entwickelnden bistabilen Aktorprinzips zu erschliessen. Dabei soll die Einsatzfähigkeit in einem Mikroventil berücksichtigt und anhand von Demonstratoren gezeigt werden. Diese bistabilen Mikroventile sollten dabei als hybrides Mikrosystem, unter Berücksichtigung einer möglichen Parallelfertigung und der dazu notwendigen Transfertechnologien, realisiert werden. Das Gesamtvolumen des bistabilen Mikroventils sollte einen Kubikzentimeter nicht überschreiten und das Schalten von Gasen als auch von Flüssigkeiten bei Differenzdrücken ≥ 50 kPa soll demonstriert werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Das erste Kapitel hat zunächst das Ziel und die Motivation dieser Arbeit dargelegt. Im zweiten Kapitel werden die wichtigsten grundlegenden physikalische Effekte, Fertigungsmethoden, Materialien und Messmethoden erläutert. Kapitel drei stellt den Stand der Technik dar und ist in zwei Teile gegliedert. Im ersten Teil werden die wichtigsten bistabilen Aktorprinzipien vorgestellt und klassifiziert. Im zweiten Teil werden dann die bistabilen Mikroventile vorgestellt, die den Stand der Technik darstellen. Im vierten Kapitel wird zunächst das Konzept des patentierten bistabilen Magneto-FGL-Aktors sowie dessen Funktionsprinzip erläutert. Nach einer Evaluation aus mehreren möglichen Varianten werden Modelle auf Basis von Messdaten und Simulationen des bistabilen Aktors erarbeitet und Designregeln abgeleitet. Darauf folgt die Beschreibung der entwickelten Herstellungsprozesse und die Charakterisierung der Demonstratoren. Kapitel vier endet dann mit einem Vergleich der aufgestellten Modelle mit den gewonnenen Messwerten und einer Abschätzung für die Einsatzfähigkeit in einem Mikroventil. Im fünften Kapitel wird die Optimierung der Geometrie des bistabilen Aktors für die Integration in ein Mikroventil beschrieben. Darauf folgt die Beschreibung des Herstellungsprozesses sowie der Entwicklung der Messtechnik und des daraus resultierenden neuartigen Messaufbaus. Danach werden die Ergebnisse der Charakterisierung des bistabilen Mikroventils für den Betrieb mit Stickstoff und Wasser präsentiert. Anhand der gewonnenen Messwerte erfolgt dann ein Vergleich mit dem Stand der Technik. Die Arbeit endet mit einer Zusammenfassung und einem Ausblick in Kapitel sechs und sieben.

2 Grundlagen

2.1 Materialien und Effekte

2.1.1 Der Formgedächtniseffekt

Materialien mit einem thermischen Formgedächtniseffekt haben die Eigenschaft, nach einer Verformung durch Erhöhung der Temperatur ihre ursprüngliche Form wieder anzunehmen. Dieses Verhalten konnte unter anderem bei unterschiedlichen Metallen[28], Keramiken[29], Kunststoffen [30] sowie von Bakterien erzeugten organischen Kunststoffen[31] beobachtet werden. Besonders hohe Energiedichten erzielen dabei Metalllegierungen [32]. Darunter zeichnen sich Nickel-Titan-Legierungen mit einem Konzentrationsbereich um 51 at% Ni durch besonders große Effekte in Verbindung mit einer hohen Festigkeit aus. Tabelle 2.1 gibt eine Übersicht der am häufigsten in der Mikrosystemtechnik eingesetzten Aktorprinzipien und vergleicht diese hinsichtlich Ihrer Energiedichte [33–35].

Nickel-Titan-Legierungen zeigen drei zu unterscheidende Effekte [36]:

- Beim **Einweg-Effekt** nimmt das Material, das bei einer tiefen Temperatur verformt wurde, seine ursprüngliche Form wieder an, wenn es auf eine höhere Temperatur erhitzt wird. Die Umwandlung beginnt bei einem durch die Legierungszusammensetzungen einstellbaren Schwellenwert. Bei einer Ni-Ti-Legierung lassen sich so Verformungen mit einer Dehnung von bis zu 8% reversibel zurückstellen. Wird das Material wieder abgekühlt erfolgt keine weitere Formänderung. Bei der Umwandlung entstehen sehr große Kräfte, die in der Aktorik genutzt werden können.
- Beim **Zweiweg-Effekt** kann das Material ohne äußere Kräfte zwei verschiedene Formen annehmen; die eine bei einer hohen Temperatur, die andere bei einer tiefen Temperatur. Diese müssen zuvor durch eine thermomechanische Werkstoffbehandlung eingestellt werden. Bei der Umformung entstehen nur sehr kleine Kräfte. Dieser Effekt findet Einsatz in Regelungen, bei denen die Temperatur die Steuergröße ist.
- Der **pseudoelastische Effekt** zeigt sich dann, wenn sich das Material in der Hochtemperaturphase befindet. Bei genügend großen Kräften, kann dann das Material quasi-plastisch verformt werden und bei Rücknahme der äußeren Kraft nimmt dieses seine ursprüngliche Form wieder an. Für die Rückumwandlung der Form wird dabei keine Temperaturänderung benötigt. Durch bestimmte Legierungszusammensetzungen kann erreicht werden, dass die Hochtemperaturphase bereits unterhalb der Raumtemperatur beginnt. So kann bei Raumtemperatur Pseudoelastizität bei nahezu gleichbleibender Spannung (pseudoelastische Plateauspannung) mit

2 Grundlagen

Dehnungen bei Ni-Ti von bis zu 8% erreicht werden. Diese Eigenschaft erlaubt die Herstellung von Federelementen, die näherungsweise eine vom Weg unabhängige konstante Kraft ausüben.

Aktorprinzip basierend auf:	Energiedichte (MJ/m ³)
Ni-Ti FGL	25,00
Thermopneumatik mit einem Phasenübergang von fest zu flüssig	4,70
Thermopneumatik durch Expansion eines Gases	1,20
unterschiedliche thermische Ausdehnung zweier Materialien (Bimetall)	0,46
Elektromagnetik	0,40
Elektrostatik	0,18
Piezoelektrik	0,12

Tabelle 2.1: Energiedichten im Vergleich, verschiedener in der Mikroaktorik üblichen Aktorprinzipien.

Für die Mikroaktorik wird meist der Einweg-Effekt verwendet. Da er auch bei den in dieser Arbeit beschriebenen Demonstratoren Anwendung findet, wird dieser Effekt nachfolgend näher erläutert.

Einweg-Effekt

In Abbildung 2.1 ist der Einweg-Effekt mittels einer qualitativen Darstellung der mechanischen Spannung, Dehnung und Temperatur dargestellt. An jedem charakteristischen Punkt sind zudem die entsprechende vorherrschende Kristallstruktur der Austenit Hochtemperaturphase und der Martensit Niedertemperaturphase symbolisch sowie die äußere Form einer Ni-Ti-Spiralfeder, stellvertretend für einen FGL-Aktor, dargestellt. Die Start- und Endtemperaturen der austenitischen (A_S und A_E) und martensitischen Phase (M_S und M_E) sind quantitativ eingetragen.

Wird an der vollständig martensitischen Spiralfeder (I) von außen eine mechanische Spannung durch Zug eines Gewichtes angelegt, so kann der Martensit entzwillingt werden (II). Dabei kommt es zu einem Umklappen der günstig zur Spannungsrichtung liegenden Martensit-Varianten. Im Idealfall kann so die gesamte Spiralfeder entzwillingt werden. Die notwendige Spannung zur Reorientierung der Martensit-Varianten ist für jede Variante und Orientierung ungefähr gleich groß, wodurch sich nach einer niedrig

liegenden Dehngrenze ein Plateau mit nahezu gleichbleibender Spannung anschließt. Dieses pseudoplastische Verhalten erstreckt sich über einen weiten Dehnungsbereich von mehreren Prozent. Bei weiter wachsender Spannung wird der entzwillingte Martensit elastisch gedehnt. Dabei kommt es zu Versetzungen im Material, die die Lebensdauer, die mögliche vollständige Formrückgewinnung sowie die maximal möglichen Kräfte verschlechtert. Darum sollte im Betrieb eines FGL-Aktors darauf geachtet werden, diesen nicht jenseits des pseudoplastischen Plateaus zu betreiben. Wird nun die Spannung verringert (Wegnahme des Gewichtes), bleibt eine quasi-plastische Deformation des Materials (im Falle von Ni-Ti bis zu 8%) erhalten. Die Lage des pseudoplastischen Niveaus ist von der Temperatur des Materials abhängig. Mit sinkender Temperatur, unterhalb von A_S , steigt die Umwandlungsspannung des Martensits und damit wird dieser steifer gegenüber einer Reorientierung.

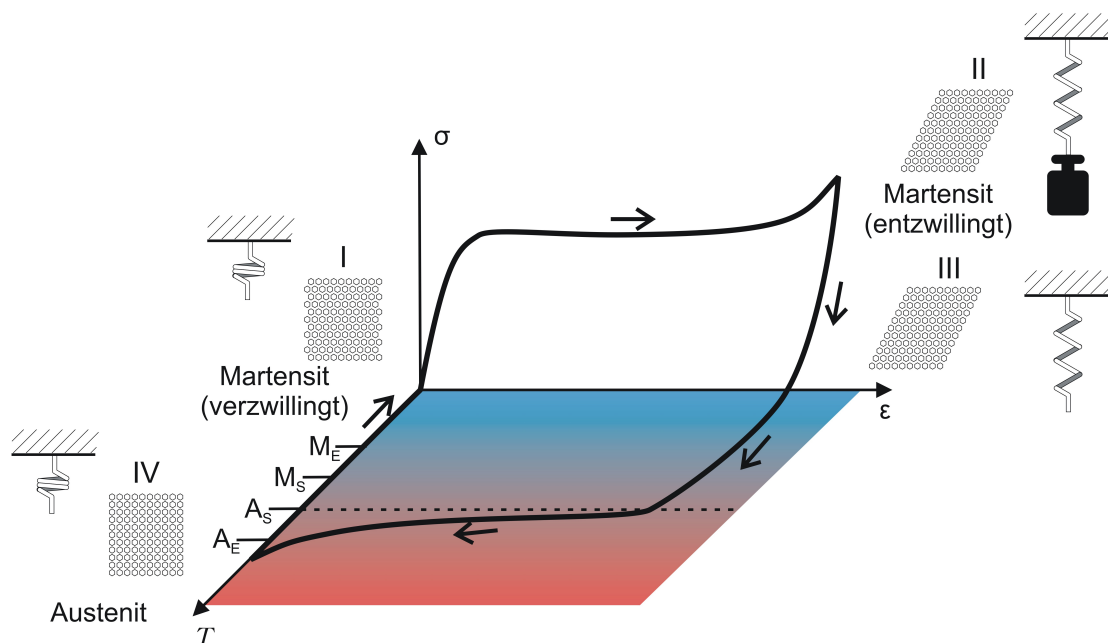


Abbildung 2.1: Darstellung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens des Einweg-Effektes einer Ni-Ti-Legierung durch Entzwilligung des Martensits und Rückbildung des Austenits bei Erwärmung. Die Kristallstruktur ist für charakteristische Punkte symbolisch dargestellt, sowie das entsprechende Verhalten eines Aktors in Form einer Spiralfeder.

Bei Temperaturen oberhalb von A_S beginnt sich der entzwillingte Martensit zurückzubilden. Bei Erreichen von A_E (IV) ist dann das Material wieder vollständig in der austenitischen Phase. Die pseudoplastische Dehnung verschwindet und makroskopisch nimmt die Spiralfeder ihre ursprüngliche Form an. Bei Abkühlung unterhalb von A_S (I), liegt dann wieder die ursprüngliche verzwillingte Martensit-Phase des Materials vor. Dieser Zyklus kann nun mehrmals reversibel durchlaufen werden. Wird nur der Temperaturzy-

2 Grundlagen

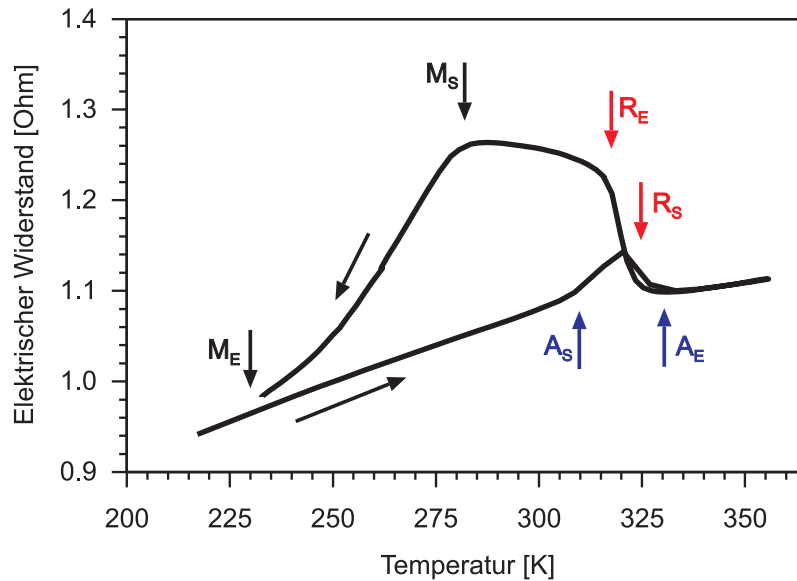


Abbildung 2.2: Elektrischer Widerstand einer 50 μm dicken Folie aus einer $\text{Ni}_{51}\text{-Ti}_{49}$ -Legierungen in Abhängigkeit der Temperatur. Die charakteristischen Punkte der Hystereseschleife, welche die Start (S) und Endpunkte (E) der Phasenzustände (martensitische (M), austenitische (A), rhomboedrische (R) Phase) anzeigen sind eingezeichnet.

klus durchlaufen und die Spiralfeder nicht belastet, kommt es zu keiner Gestaltänderung. Auf Grund dieses Verhaltens erhielt dieser Effekt seinen Namen.

Zur Bestimmung der Umwandlungstemperaturen kann der elektrische Widerstand einer Probe in Abhängigkeit von dessen Temperatur herangezogen werden. Abbildung 2.2 zeigt dies für eine Probe in Form eines freistehenden Biegebalkens aus einer kaltgewalzten $\text{Ni}_{51}\text{Ti}_{49}$ -Folie (in at.%) mit einer Dicke von 0,02 mm. Die Start- und End-Temperaturen der einzelnen Phasen sind hervorgehoben. Die Messung zeigt eine Besonderheit dieser Legierung. Neben der martensitischen und austenitischen Phase durchläuft die Legierung beim Abkühlen eine rhomboedrische (R-) Phase mit sehr nah beieinander liegenden Umwandlungstemperaturen die durch R_S und R_E gekennzeichnet werden.

Neben der sehr hohen Energiedichte hat diese Legierung auf Grund der rhomboedrischen Phase mit sehr nah beieinander liegenden Umwandlungstemperaturen große Vorteile für die Anwendung als Aktor-Material. Dadurch kann eine hohe Dynamik in Verbindung mit einer geringen Materialermüdung erreicht werden [37, 38].

2.1.2 Magnetostatik

Die in diesem Abschnitt hergeleiteten Formeln und Definitionen orientieren sich an [39, 40].

Basierend auf den Maxwellgleichungen beschäftigt sich die klassische Elektrodynamik mit bewegten elektrischen Ladungen sowie mit zeitlich veränderlichen magnetischen und elektrischen Feldern. Die Magnetostatik ist ein Teilgebiet der klassischen Elektrodynamik und behandelt zeitinvariante Magnetfelder. Durch die Beschränkung auf stationäre Vorgänge verschwindet somit die partielle Ableitung nach der Zeit. Zusätzlich ist bei makroskopischen Problemen die Annahme, dass die Stromdichte J eine vollständig bekannte Funktion des Ortes ist, oft nicht korrekt oder schlichtweg nicht anwendbar. Hier müsste jeder Ladungsträger in jedem Atom des betrachteten Mediums berücksichtigt werden. Zudem können beispielsweise die magnetischen Eigenschaften eines Permanentmagneten prinzipiell nicht ohne zusätzliche physikalische Erkenntnisse der Quantenmechanik mit den klassischen Maxwellgleichungen hergeleitet werden. Deshalb werden in den makroskopischen Maxwellgleichungen die Eigenschaften der Materie in Form von Materialparametern, die die örtlich gemittelten Eigenschaften dieser kennzeichnen, berücksichtigt. Dieser Materialparameter ist in der Magnetostatik die Permeabilität μ . Es gilt für die Permeabilität:

$$\mu = \mu_0 \cdot \mu_r \quad (2.1)$$

Die Vakuumpermeabilität μ_0 (auch magnetische Feldkonstante oder Induktionskonstante genannt) ist eine Konstante die das Verhältnis der magnetischen Flussdichte zur magnetischen Feldstärke im Vakuum angibt. Diese lässt sich aus der Definition der elektrischen Stromstärke herleiten. Im Vakuum gilt für die Kraft zwischen zwei parallelen, stromdurchflossenen Leitern:

$$F = \mu_0 \cdot \frac{I_1 \cdot I_2 \cdot s}{2 \cdot \pi \cdot d} \quad (2.2)$$

wobei I_1 und I_2 die Ströme in den beiden Leitern, s die Länge der Leiter und d deren Abstand zueinander sind.

Ein Ampere ist so definiert, dass bei einer Stromstärke $I_1 = I_2 = 1 \text{ A}$ und $d = 1 \text{ m}$ sowie $s = 1 \text{ m}$ eine Kraft zwischen den Leitern von $F = 2 \cdot 10^{-7} \text{ N}$ wirkt. Daraus ergibt sich:

$$2 \cdot 10^{-7} \text{ N} = \mu_0 \frac{1 \text{ A} \cdot 1 \text{ A} \cdot 1 \text{ m}}{2 \cdot \pi \cdot 1 \text{ m}} \quad (2.3)$$

und durch umstellen:

$$\mu_0 = \frac{2 \cdot 10^{-7} \text{ N} \cdot 2 \cdot \pi \cdot 1 \text{ m}}{1 \text{ A} \cdot 1 \text{ A} \cdot 1 \text{ m}} = 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{\text{N}}{\text{A}^2} = 4\pi \cdot 10^{-7} \frac{\text{H}}{\text{m}}$$

2 Grundlagen

Die relative Permeabilität μ_r ist im Gegensatz zur magnetischen Feldkonstante ein vom Material und von der Feldstärke abhängiger Faktor ohne Einheit. Anhand der relativen Permeabilität lassen sich verschiedene magnetische Materialien klassifizieren:

- Diamagnetische Stoffe ($0 \leq \mu_r < 1$) magnetisieren sich gegen die Richtung eines externen Magnetfeldes wodurch μ_r kleiner als eins wird. Typische Materialien sind beispielsweise Aluminium, Gold, Kupfer, Wasser oder Stickstoff.
- Paramagnetische Stoffe ($\mu_r > 1$) ist die am weitesten verbreitete Materialklasse. Die atomaren magnetischen Momente dieser Stoffe richten sich in einem externen Magnetfeld aus, wodurch eine Verstärkung des Feldes im Innern des Materials entsteht.
- Ferromagnetische Stoffe ($\mu_r \gg 1$) können Permeabilitätszahlen von bis zu 300000 aufweisen. Dadurch sind sie gerade in technischen Anwendungen (beispielsweise zum Führen von Magnetfeldern oder auch zum Abschirmen dieser) von großem Interesse. Zu diesen auch weichmagnetischen Stoffen zählen Eisen, Ferrite, Cobalt und Nickel. Die höchsten Permeabilitäten werden dabei in Nickel-Eisen Legierungen erreicht (auch Mu-Metalle oder Permalloy genannt). In ferromagnetischen Stoffen richten sich die bereits vorhandenen inneren magnetischen Momente verstärkt in Vorzugsrichtung eines äußeren Magnetfeldes aus.

Makroskopische Maxwellgleichungen der Magnetostatik

Zur makroskopischen Beschreibung eines magnetostatischen Problems wird neben der Permeabilität μ noch die mittlere makroskopische Magnetisierung bzw. magnetische Momentendichte M eingeführt. So erhält man durch die getroffenen Annahmen des zeitinvarianten Feldes und der makroskopischen Betrachtung die so genannten makroskopischen Maxwellgleichungen.

- Definition der magnetischen Feldstärke H in Abhängigkeit von der magnetischen Flussdichte B und der makroskopischen Magnetisierung M :

$$H := \frac{1}{\mu_0} B - M \quad (2.4)$$

- Gaußsches Gesetz für Magnetfelder:

$$\nabla \cdot B = 0 \quad (2.5)$$

- Vereinfachtes und erweitertes Amperesches Gesetz:

$$\nabla \times H = J \quad (2.6)$$

- Drehmoment D auf einen magnetischen Dipol m in einem magnetischen Feld B :

$$D = m \times B \quad (2.7)$$

2.1.3 Magnetische Werkstoffe

Die Einteilung von Materialien hinsichtlich ihrer Permeabilität oder auch magnetischen Leitfähigkeit wurde in Abschnitt 2.1.2 aufgeführt. Die für technische Anwendungen interessante ferromagnetische Materialklasse lässt sich weiter in die der weich- und hartmagnetischen Materialien unterteilen[41].

Der Unterschied dieser Materialklassen kann anhand der Magnetisierung M im Material in Abhängigkeit von der Feldstärke H verdeutlicht werden. Abbildung 2.3a zeigt die Magnetisierungskurve mit den für die Charakterisierung von magnetischen Materialien wichtigen Parametern. Die Abbildung 2.3b zeigt die Magnetisierungskurven von je einem typischen weich- und hartmagnetischen Material.¹

Bei erstmaliger Magnetisierung des Materials startet die Magnetisierungskurve im Nullpunkt (0), verläuft entlang der Neukurve (N) und endet in einer Sättigung (S). Sobald eine Feldstärkeerhöhung keine Erhöhung der Magnetisierung mehr bewirkt, hat man die Sättigungsmagnetisierung M_S bei der Sättigungsfeldstärke H_S erreicht. Wird die Feldstärke nach Erreichen des Sättigungspunktes wieder gesenkt, so verschwindet nur der temporäre Magnetismus $M_S - M_R$, und es bleibt ein Restbetrag M_R (Remanenz) bei einer Feldstärke $H=0$ erhalten. Der remanente Magnetismus kann durch ein ihm entgegengerichtetes Magnetfeld wieder auf null gesenkt werden. Die dafür benötigte Feldstärke wird Koerzitivfeldstärke (H_K) genannt. Bei weiterer Erhöhung der Feldstärke in entgegengesetzter Richtung ergibt sich eine umgekehrte Magnetisierung im Material, mit einem antisymmetrischen Verlauf zur Kurve im ersten Quadranten[42].

Vergleicht man nun die beiden Hysteresekurven der hart- und weichmagnetischen Materialien (Abbildung 2.3b), erkennt man deutliche Unterschiede. So besitzen die hartmagnetischen Werkstoffe sehr breite Hystereseschleifen mit hohen Werten für die Koerzitivfeldstärken H_K). Diese Materialien setzen äußeren Magnetfeldern dementsprechend einen hohen Widerstand entgegen und die Entmagnetisierung (oder gar Ummagnetisierung) ist nur durch extrem hohe äußere Felder möglich. Deshalb spricht man hier auch von Dauer- oder Permanentmagneten. Die weichmagnetischen Werkstoffe lassen sich dahingegen bereits bei sehr geringen Feldstärken entmagnetisieren. Sie besitzen eine sehr schmale und flache Hysteresekurve. Diese Werkstoffe werden häufig zur Führung von Magnetfeldern angewandt und um hohe Flussdichten in definierten Bereichen eines Bauteils zu erreichen.

¹Es ist zu beachten, dass der Ferromagnetismus an die kristalline Struktur des Festkörpers gebunden ist. So verhalten sich beispielsweise Eisenionen (in einer Lösung) und Eisentome (in Dämpfen) paramagnetisch. Oberhalb der sog. Curie-Temperatur T_C verhalten sich ferromagnetische Stoffe ebenfalls wie paramagnetische.

2 Grundlagen

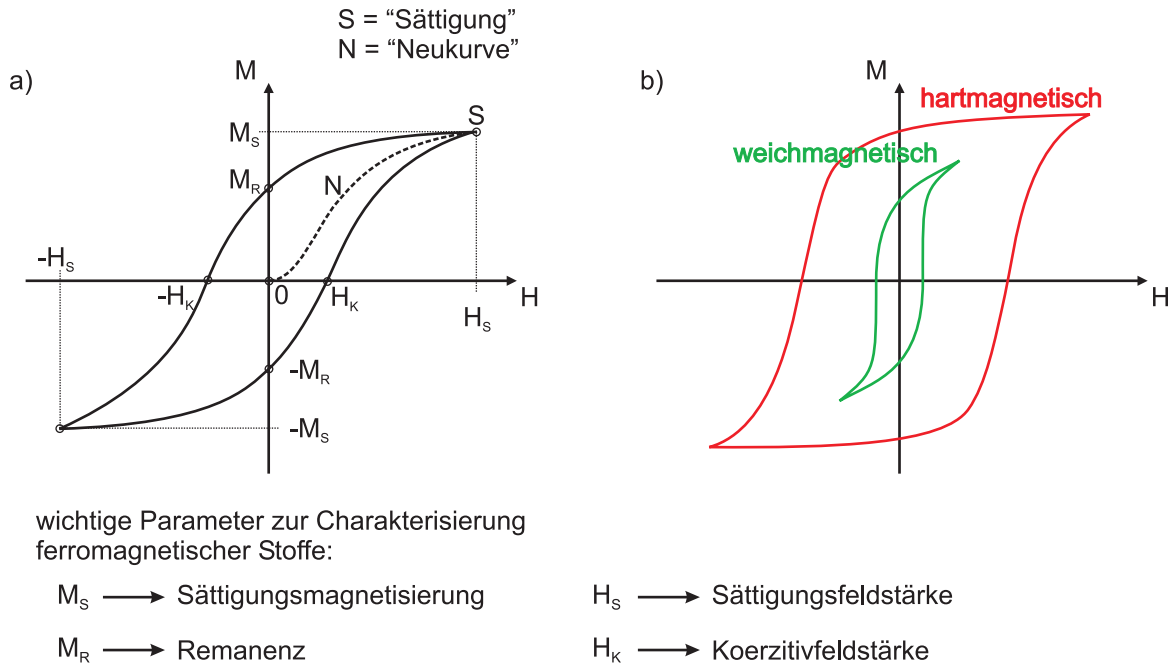


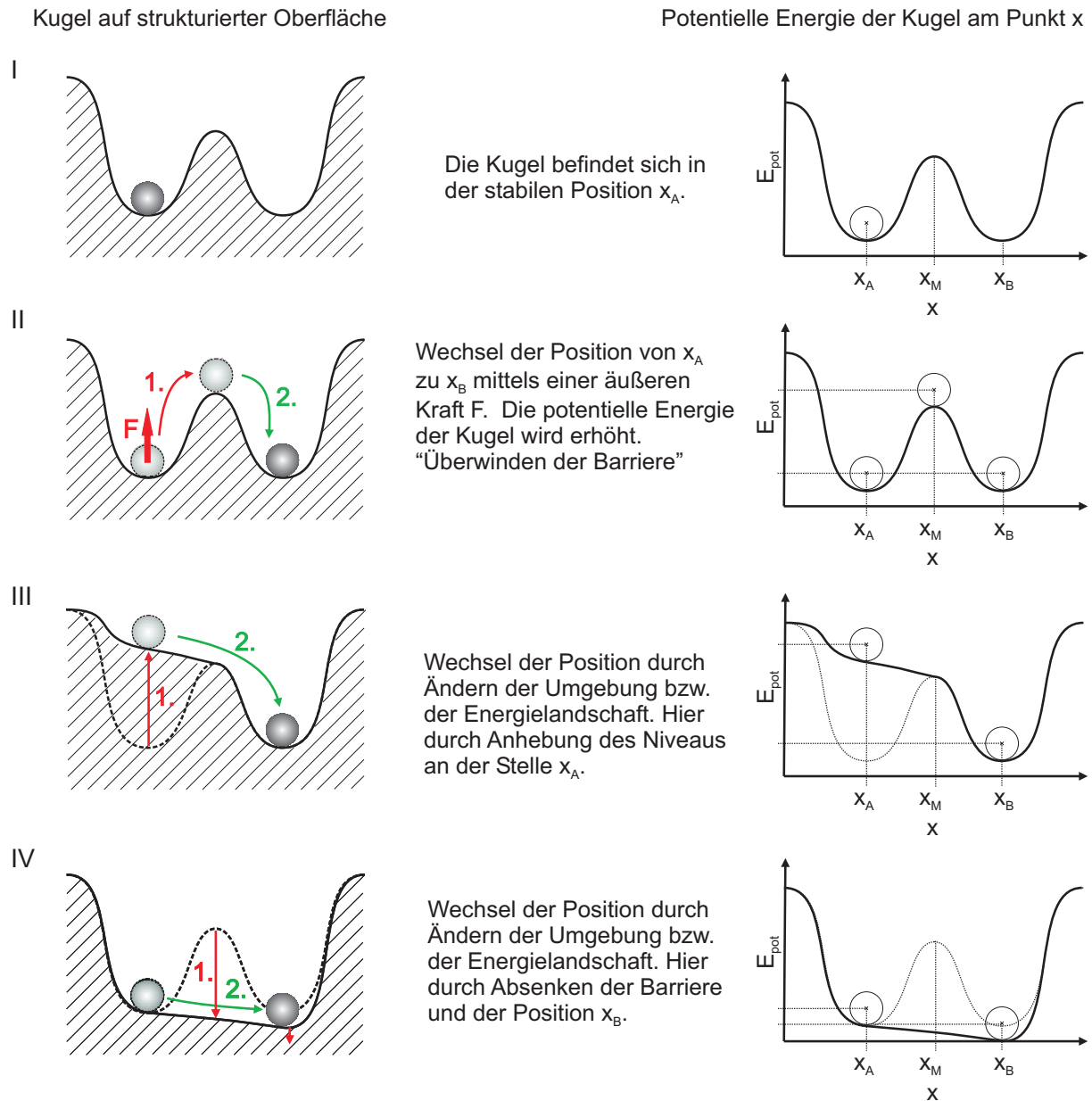
Abbildung 2.3: Typische Magnetisierungskurve a) mit eingezeichneten charakteristischen Parametern b) eines weich- und eines hartmagnetischen Materials.

2.1.4 Bistabile mechanische Systeme

Ein bistabiles System, besitzt die Eigenschaft zwei stabile Zustände einzunehmen. Diese Zustände werden ohne Energieaufwand vom System aufrechterhalten. Um zwischen den beiden Zuständen zu wechseln muss in das System Energie eingebracht werden.

Im Falle bistabiler mechanischer Systeme ist dabei häufig das Schaltelement in beiden stabilen Schaltzuständen räumlich getrennt. Beim Wechsel zwischen den Schaltpositionen muss somit das Schaltelement einen definierten Weg zurücklegen. Wirkt von außen auf das Schaltelement eine Kraft ein, so wird der stabile Schaltzustand ohne Energieaufwand vom bistabilen System in Position gehalten, bis eine gewisse Schaltkraft überschritten wird. Bei Überschreitung bewegt sich das Schaltelement in die zweite stabile Position. Diese Schwelle entspricht dann der maximal möglichen Haltekraft des bistabilen mechanischen System.

Abbildung 2.4 zeigt zur Veranschaulichung ein einfaches bistabiles Modellsystem. Auf der linken Seite ist das Schnittbild einer gewölbter Oberfläche dargestellt die zwei Täler aufweist. Darin befindet sich in der Ausgangssituation I eine Kugel am tiefsten Punkt des linken Tales (x_A). Auf der rechten Seite ist die potenzielle Energie (Lageenergie) E_{pot} der Kugel für jede mögliche Position x auf der Oberfläche aufgetragen. Die gewölbte Oberfläche des Modellsystems entspricht dem Rückhaltesystem und die Kugel dem Schaltelement des bistabilen mechanischen Systems.



Die Kugel befindet sich in der stabilen Position x_A .

Wechsel der Position von x_A zu x_B mittels einer äußeren Kraft F . Die potentielle Energie der Kugel wird erhöht. "Überwinden der Barriere"

Wechsel der Position durch Ändern der Umgebung bzw. der Energielandschaft. Hier durch Anhebung des Niveaus an der Stelle x_A .

Wechsel der Position durch Ändern der Umgebung bzw. der Energielandschaft. Hier durch Absenken der Barriere und der Position x_B .

Abbildung 2.4: Modellhafte Darstellung eines bistabilen Systems / Schalters. Die frei bewegliche Kugel entspricht dem Schaltelement und die gewölbte Oberfläche dem Rückhaltesystem eines bistabilen Schalters. In II, III und IV sind verschiedene Varianten dargestellt, wie die Kugel von einem in das andere Tal wechseln kann (dies entspricht einem Schaltvorgang). Auf der rechten Seite ist die jeweilige potenzielle Energie der Kugel an jedem Punkt x dargestellt.

2 Grundlagen

Es gibt nun zwei unterschiedliche Möglichkeiten zwischen den stabilen Schaltpositionen zu wechseln. Im Modellsystem bedeutet dies, die Kugel über eine Barriere von x_A nach x_B oder umgekehrt zu bewegen. Folgende Bezeichnungen sollen hier für die beiden Schaltmechanismen eingeführt werden:

„Schalten durch Überwinden der Barriere“

Durch eine auf das Schaltelement wirkende Kraft wird die Barriere überwunden (siehe Abbildung 2.4 II). Diese kann von außen auf das Schaltelement einwirken oder von diesem selbst erzeugt werden und muss über einen gewissen Weg wirken. Dadurch erhöht sich beispielsweise im Falle des Modellsystems die potenzielle Energie der Kugel und ihre Lage ändert sich von $x_A \rightarrow x_B$. Die Kugel kann dann durch Abgabe der gewonnenen Energie die zweite stabile Position einnehmen. Bei dieser Methode ändert sich die vom Rückhaltesystem auf das Schaltelement wirkende Potenziallandschaft (im Modell die Oberflächenwelligkeit) nicht.

„Schalten durch Änderung der Energielandschaft“

Die für das Schaltelement durch das Rückhaltesystem erzeugte Potenziallandschaft wird so verändert, dass das Schaltelement aus der stabilen Lage gebracht wird und die energetisch günstigere Lage „von selbst“ einnimmt. Dies kann durch Anheben des Potentials in der Position x_A (III) oder durch Absenken der Barriere und des Potentials x_B (IV) erreicht werden. In beiden Fällen wird keine Energie direkt in das Schaltelement gesteckt, sondern in das Verändern der Potenziallandschaft.

Realisieren lassen sich solche bistabilen Systeme (Schalter oder Aktoren) durch Kombination verschiedener physikalischer Prinzipien zur Kraft- und Felderzeugung. Dazu gehören beispielsweise die Elektrostatik, die Magnetostatik, die Elektrodynamik, die Fluidodynamik, wie auch mechanische Federelemente und viele weitere ².

²In Abschnitt 3.1 werden die wichtigsten Prinzipien in der Mikroaktorik vorgestellt

2.2 Technologien und Methoden

Bei den in dieser Arbeit beschriebenen Bauelementen handelt es sich um ein "hybride Mikrosysteme". Um ihre Leistungsmerkmale zu erreichen sind sie aus mehr als einer funktionalen Komponente und mehreren unterschiedlichen Materialien zusammengesetzt. Was in anderen Zweigen der Ingenieurwissenschaften (Bauingenieurwesen, Elektrotechnik und Maschinenbau) üblich ist und keine genauere begriffliche Beschreibung benötigt, ist in der Mikrosystemtechnik nicht selbstverständlich. Dies liegt daran, dass sich die Mikrosystemtechnik aus der Mikroelektronik entwickelt und in der Anfangszeit die bereits vorhandenen Technologien „missbraucht“ hat, um mechanisch funktionale Mikrostrukturen sowie Wandler (Sensoren und Aktoren) herzustellen. So handelt es sich bei den meisten, vor 10 Jahren auf dem Markt befindlichen Produkten der Mikrosystemtechnik um monolithisch aufgebaute Systeme [5, 43]. Dieser Ansatz hat auch hinsichtlich einer kostengünstigen Parallelfertigung erhebliche Vorteile. Auch heute ist man noch bestrebt, CMOS-kompatible Mikrosysteme herzustellen.

Die Leistungsfähigkeit dieser Mikrosysteme ist jedoch auf Grund der begrenzt zur Verfügung stehenden Materialien und Strukturierungstechnologien eingeschränkt. So wurden zunächst die funktionalen Komponenten mit Materialien hergestellt, die eine höhere Leistungsfähigkeit aufwiesen und dann im „Back-End“ mit den in CMOS-Technologie hergestellten Chips verbunden.

Bei der Entwicklung des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils, wird der hybride Gedanke noch einen Schritt weitergeführt. So werden hier Kunststoffe mit einer Formgedächtnislegierung und mit weich- sowie hartmagnetischen Schichten kombiniert. Die mikrofluidische Einheit wird dabei aus einem Kunststoff hergestellt. Mit diesem Material lassen sich auf großen Flächen Strukturen mit hohem Aspektverhältnis herstellen. Die Aktoreinheit besteht aus einer Formgedächtnislegierung und hart- bzw. weichmagnetischen Strukturen, die wiederum jeweils eigene Herstellungstechnologien benötigen.

Durch die Kombination verschiedenster Technologien und Materialien erhält man zwar für jede Komponente die bestmöglichen Eigenschaften, jedoch erhöht sich dann die Komplexität in der Endmontage [5, 44].

In diesem Abschnitt wird auf die wichtigsten Technologien und Methoden zur Realisierung dieser Arbeit eingegangen.

2.2.1 Mikrostrukturierung von NiTi

NiTi-Legierungen mit einer Schichtdicke zwischen 10 μm und 30 μm lassen sich nur mit einigen wenigen Technologien mit hoher Auflösung und Selektivität preisgünstig strukturieren.

Für sehr dicke Schichtdicken $>30 \mu\text{m}$ eignen sich das Schneiden mittels Lasers oder Senkerodieren. Beide Technologien sind jedoch serielle Verfahren, die hohe Kosten verursachen. Ein weiterer Nachteil ist die hohe thermische Belastung für das Material.

2 Grundlagen

Durch Gefügeumwandlungen und Oxidation der erhitzten Gebiete sinkt dabei deren FGL-Effekt [45].

Das in der Mikrosystemtechnik sehr verbreitete Verfahren des Trockenätzens, lässt sich für NiTi nur begrenzt einsetzen, da das Nickel beim reaktiven Trockenätzen eine kaum flüchtige Verbindungen eingeht. Aus diesem Grund lässt seine Legierung mit Titan, NiTi, fast ausschließlich nur physikalisch durch Sputterätzen strukturieren. Dieses Verfahren ist auch für eine Parallelfertigung geeignet, jedoch ist hierbei die Ätzrate und die Selektivität sehr gering, weshalb es nur für sehr dünne Schichten $< 2\mu\text{m}$ sinnvoll einsetzbar ist [46].

Einen sehr guten Kompromiss zwischen Ätzrate und Selektivität stellen die Technologien des elektrochemischen [47, 48] und nasschemischen Ätzens [49] dar. Vergleicht man diese beiden Technologien hinsichtlich ihrer Wirtschaftlichkeit, so ist das rein nasschemische Ätzen hier auf Grund der geringeren apparativen Anforderungen, klar im Vorteil.

2.2.2 Heißprägen

Abbildung 2.5 zeigt im schematischen Schnittbild die einzelnen Prozessschritte des Heißprägens (auch Warmumformen oder Vakuumheißprägen genannt). Im ersten Schritt wird ein thermoplastisches Halbzeug zwischen zwei vorgewärmte Abformwerkzeuge eingelegt. Im zweiten Schritt werden die Werkzeuge auf Kontakt gefahren. Dadurch wird ein guter thermischer Kontakt und ein gleichmäßiges Aufschmelzen des Halbzeuges ermöglicht. Zusätzlich wird die Prägekammer geschlossen und evakuiert, um während des folgenden Prägeprozesses Lufteinschlüsse zu verhindern und ein vollständiges Befüllen der Formwerkzeuge zu gewährleisten. Darauf wird das thermoplastische Halbzeug bis über seine Erweichungstemperatur erhitzt und die beiden Werkzeuge mittels einer hohen Kraft zusammengedrückt. Die Werkzeuge bewegen sich dabei mit einer sehr geringen Geschwindigkeit von wenigen Mikrometern pro Sekunde aufeinander zu, bis eine zuvor definierte Restschichtstärke erreicht wird. Im letzten Schritt werden die Werkzeuge wieder abgekühlt und auseinandergefahren (Entformung). Nach dem Abkühlen des Werkzeuges kann das verfestigte Prägeteil aus dem Werkzeug entnommen werden.

Typische Zykluszeiten liegen beim Heißprägen im unteren zweistelligen Minutenbereich, wodurch diese Technologie nur für Kleinserien wirtschaftlich ist. Alternativ zum Heißprägen wird darum häufig das Mikrospritzgießen eingesetzt, das sich durch sehr kurze Zykluszeiten von wenigen Sekunden auszeichnet. Dennoch bietet das Heißprägen gegenüber dem Spritzgießen einige Vorteile für Spezialanwendungen sowie für die Forschung und Entwicklung.

- Vom Entwurf bis zur ersten Replikation vergeht nur eine kurze Zeit, da die benötigten Formeinsätze einfacher herzustellen sind (zum Beispiel durch Mikrofräsen).
- Die Herstellung der Formeinsätze ist auf Grund einfacherer Strukturen, deutlich günstiger.
- Im Betrieb können unterschiedliche Polymere mit denselben Formeinsätzen strukturiert werden, ohne die Anlage oder die Formeinsätze umbauen zu müssen.

- Aufgrund der kurzen Fließwege, entstehen im Bauteil nur geringe Spannungen im Material. Dies hat bei der Herstellung optischer Bauelemente entscheidende Vorteile, da die optischen Eigenschaften der strukturierten Polymere besser ist.
- Das Füllen von Strukturdetails im Mikrometerbereich auf großflächigen, dünnen Substrate ist auf Grund der kurzen Fließwege möglich.
- Es können Strukturen mit hohem Aspektverhältnis hergestellt werden, da keine hohen seitlichen Kräfte auf die Formstrukturen wirken.

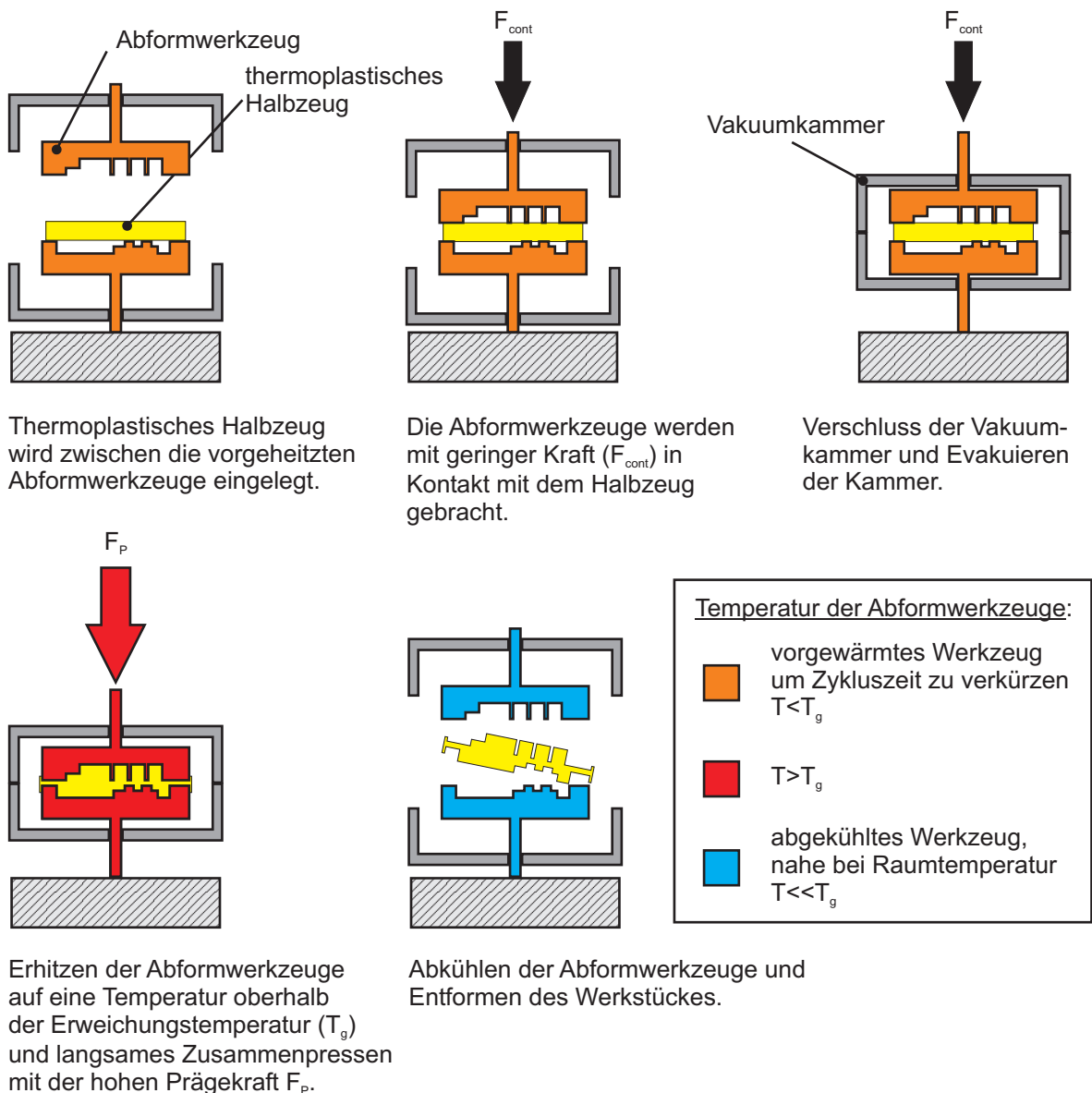


Abbildung 2.5: Schematische Darstellung der Prozessschritte beim Heißprägen.

2.2.3 Galvanoformung

Bei der Galvanotechnik handelt es sich um die elektrochemische Abscheidung von metallischen Niederschlägen auf einer elektrisch leitenden Oberfläche. Die Galvanotechnik teilt sich dabei in zwei Teilgebiete auf, die der Galvanostegie, bei der es um die homogene Beschichtung von Flächen oder Gegenständen geht (Oberflächenveredelung) und die der Galvanoplastik, bei der durch Abscheidung in eine Negativform Strukturen hergestellt werden [50].

In der Mikrosystemtechnik kommt hauptsächlich die Galvanoformung zum Einsatz, wie zum Beispiel zur Füllung von Durchgangslöchern (elektrische Kontaktierung verschiedener Leiterebenen oder als thermische Senke), für hochfrequente Leitungen und für weichmagnetische Strukturen elektromagnetischer Aktoren. Die Galvanoformung spielt eine zentrale Rolle beim LIGA-Verfahren (Lithographie, Galvanik und Abformung) zur Herstellung von Mikrostrukturen mit hohem Aspektverhältnis. Beim klassischen LIGA-Verfahren erfolgt die Strukturierung der Urform in PMMA durch Röntgentiefenlithographie mit Synchrotronstrahlung [4, 51]. In den letzten Jahrzehnten ist dieser sehr teure Prozessschritt durch die Entwicklung neuer Resiste in Kombination mit einer klassischen UV-Belichtung oder neuer Methoden zum Silizium-Tiefenätzen deutlich günstiger geworden („Poor Man’s LIGA“) [52]. Im darauf folgenden Prozessschritt wird die Urform mittels elektrochemischer Abscheidung in eine komplementäre metallische Struktur überführt. Nach Entfernen der Urform können die Metallstrukturen als Abformwerkzeuge zur Herstellung von Kunststoffmikrostrukturen dienen. Diese können wiederum als Galvanoform zur Vervielfältigung metallischer Mikrostrukturen oder als fertiger Baustein verwendet werden.

Prozessablauf der Galvanoformung

Abbildung 2.6 zeigt schematisch den Prozessablauf der Galvanoformung mittels UV-Lithografie und einer Abscheidung von Kupfer, als Beispiel. Dabei müssen folgende Prozessschritte durchlaufen werden [52]:

1. Ein Trägersubstrat (z.B. Silizium) wird mit einer elektrisch leitfähigen Opferschicht beschichtet (z.B. Titanoxid).
2. Das Trägersubstrat wird mit einem strukturierbaren Polymer oder einem Fotoresist beschichtet.
3. Die Urform wird durch UV-Fotolithografie hergestellt. Dazu werden nur bestimmte Anteile der Polymer- bzw. Resistschicht durch Verwendung einer Schattenmaske mit UV-Licht bestrahlt.
4. Die belichteten Bereiche werden in Lösung gebracht und weggeschwemmt (im Beispiel handelt es sich um einen Positiv-Resist).
5. Das Trägersubstrat mit strukturierter Polymerschicht wird elektrisch kontaktiert und in ein Elektrolysebad getaucht. Dieses besteht dabei mindestens aus zwei Komponenten, einem Lösungsmittel und einem darin gelösten Metallsalz, welches

das abzuscheidende Metall enthält. Die Anode besteht aus dem abzuscheidenden Material (hier Kupfer). Bei Stromfluss kann das Kupfer der Anode Elektronen abgeben und als positiv geladene Kupferionen in Lösung gehen. Durch Reduktion lagern sich die Kupferionen dann als Kupferschicht in den Aussparungen des Resists ab.

6. Wenn die Aussparungen ausreichend mit Kupfer befüllt sind, wird die Resisturform durch ein Lösungsmittel entfernt.
7. Durch selektives Ätzen der Startschicht kann die endgültige Kupferstruktur vom Trägersubstrat entfernt werden.

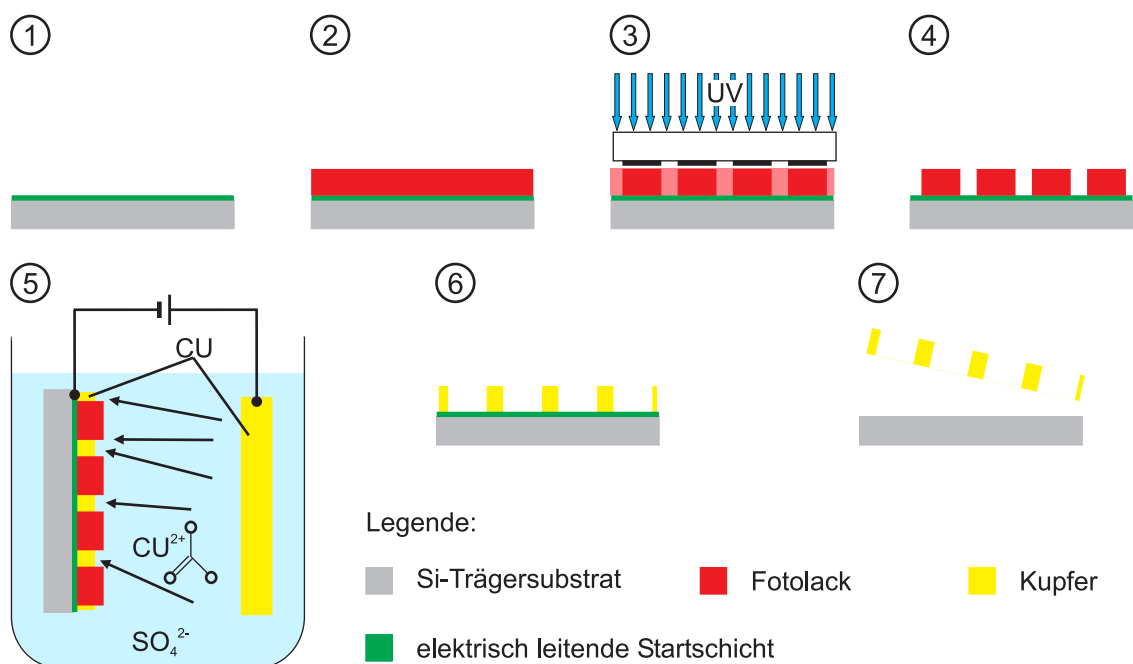


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung des Prozessablaufes der Galvanoformung.

2.2.4 Magnetostatische FEM-Simulationen mit FEMM

Das Programmpaket FEMM (Finite Element Method Magnetics) wurde zur Lösung niederfrequenter elektromagnetischer Probleme im zweidimensionalen planaren und rotationssymmetrischen Raum von David Meeker entwickelt. Dieses ermöglicht die Lösung linearer und nichtlinearer sowie zeitlich harmonischer magnetostatischer und elektrostatistischer Probleme auf Basis der Finite-Elemente-Methode (FEM). Auf Grund ähnlicher Zusammenhänge lassen sich auch stationäre Wärmestrom-Probleme mit FEMM lösen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden sämtliche magnetostatischen Simulationen mit diesem Programmpaket durchgeführt. Es besteht aus mehreren Programmen, von denen hier die zur Lösung der magnetostatischen Probleme relevanten vorgestellt werden.

Hauptprogramm (femm.exe)

Das Hauptprogramm dient als Interface der beiden weiteren Programme sowie als Schnittstelle für Ein- und Ausgabe der zu lösenden Probleme. Zur Eingabe des Problems wird eine CAD (computer-aided design) ähnliche Umgebung angeboten. In dieser kann die Geometrie des Problems, die Randbedingungen und die Materialeigenschaften definiert werden. Sobald die Lösung der Simulation im definierten Genauigkeitsbereich ist, wird das Simulationsergebnis in einer graphischen Darstellung der Kontur oder Dichte des Feldes dargestellt. Das zuvor definierte Problem kann in dieser Darstellung vom Nutzer weiter untersucht werden, indem Feldparameter einzelner Punkte, entlang einer Kontur oder das Volumenintegral einer Struktur definiert und berechnet werden. Zur Bestimmung der wirkenden magnetostatischen Kraft, wurde in dieser Arbeit ausschließlich das Volumenintegral des gewichteten Spannungstensors der hartmagnetischen Struktur ermittelt. Dabei werden automatisch eine Reihe von Maxwellscher Spannungstensoren, die entlang ausgewählter Pfade wirken, für die Integration ausgesucht. Dieses Verfahren führt zu guten Ergebnissen in der Berechnung magnetostatischer Kräfte und basiert auf den Arbeiten von [53] und [54].

Bildung der finiten Elemente mit (triangle.exe)

Zur Bildung der finiten Elemente des Modells, in Form von Dreiecken, wird vom Hauptprogramm das Programm triangle.exe aufgerufen. Wurde die Elementgröße im Hauptprogramm nicht definiert, so wählt triangle.exe eine Elementgröße, die eine maximale Genauigkeit bei minimaler Rechenzeit bietet.

Gleichungslöser (fkern.exe)

Nach Erstellen der finiten Elemente wird vom Hauptprogramm der Gleichungslöser fkern.exe aufgerufen. Dieses Programm löst für alle erstellten finiten Elemente die Differentialgleichungen in der Form, dass die Randbedingungen der sich berührenden

Elemente übereinstimmen und die Bedingungen der Elemente erfüllt sind. Für ein magnetostatisches Problem müssen folgende Bedingungen erfüllt werden:

- Die magnetischen Felder sind zeitinvariant und darum gelten die makroskopischen Maxwellgleichungen 2.5 und 2.6 :

$$\nabla \times H = J$$

$$\nabla \cdot B = 0$$

- Für jedes Material im Modell gilt der Zusammenhang zwischen der magnetischen Flussdichte B und der magnetischen Feldstärke H mit:

$$B = \mu H \quad (2.8)$$

- Verhält sich das Material nichtlinear (beispielsweise Sättigungseffekte in Eisen), so ist die Permeabilität μ eine Funktion von B :

$$\mu = \frac{B}{H(B)} \quad (2.9)$$

- Mit dem Ansatz des magnetischen Vektorpotenzials sucht der Gleichungslöser `fkern.exe` nach passenden Feldparametern in jedem Element, die die Bedingungen 2.5-2.6 erfüllen. Für die mit einem Vektorpotenzial ausgedrückte Flussdichte gilt:

$$B = \nabla \times A \quad (2.10)$$

- Mit 2.6 gilt:

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu(B)} \nabla \times A \right) = J \quad (2.11)$$

Mit der Gleichung 2.11 lassen sich magnetostatische Probleme mit nichtlinearem $B-H$ -Verhalten lösen. Im dreidimensionalen Fall ist A ein Vektor mit drei Komponenten. Im zweidimensionalen Fall werden zwei dieser Komponenten zu Null. Nur die Ausdehnung aus der Zeichenebene heraus bleibt bestehen.

Die Verwendung des Vektorpotenzials stellt einen enormen Vorteil für die Berechnung dar, da so alle zu erfüllenden Bedingungen in einer Formel zusammengefasst sind. Die Feldintensität H und die Flussdichte B lassen sich dann durch Differenzieren von A berechnen.

Automatisierung der Simulation

Das Simulationswerkzeug FEMM wird für diese Arbeit häufig verwendet um geometrische Optimierungen durchzuführen. Dabei wird beispielsweise ein optimaler Abstand zwischen hart- und weichmagnetischen Strukturen gesucht. Ein weiteres Beispiel ist das Auffinden optimaler Größenverhältnisse zwischen hart- und weichmagnetischen

2 Grundlagen

Strukturen. In beiden Fällen muss die Geometrie nach jeden Simulationsdurchlauf geändert werden. Würde dies manuell durchgeführt werden, so benötigte man sehr viel Zeit.

Das Hauptprogramm bietet für solche Aufgaben eine Schnittstelle für die Skriptsprache LUA an. Dadurch ist es mit entsprechenden Kommandos möglich alle Einstellungen der Bedienoberfläche anzusteuern und Daten auszulesen. Durch Programmierung eines Makros lassen sich so eine Abfolge von Simulationen, mit jeweils anderen Randbedingungen, durchführen und auswerten.

2.3 Charakterisierungsmethoden

In diesem Abschnitt werden ausschließlich die für die Mikrosystemtechnik unüblichen Messmethoden näher erläutert. Zusätzlich werden zur Charakterisierung von Materialien die Rasterelektronenmikroskopie (REM) [55], die Energiedispersive Röntgenspektroskopie (EDX) [55, 56] und die Vierpunktmessung nach der Van-der-Pauw-Methode [57, 58] eingesetzt. Für die fluidische Charakterisierung werden neben einfach aufgebauten Kolbenmanometer zur Bestimmung des Differenzdruckes [59] verschiedene Durchflusssensoren verwendet. Diese unterscheiden sich hinsichtlich ihres Dynamikbereiches, basieren aber alle auf dem Prinzip der thermischen Anemometrie [60].

2.3.1 Gradientenfeld-Magnetometer (AGM)

Zur Bestimmung magnetischer Eigenschaften dünner Schichten gibt es zu den sehr aufwendigen Verfahren mit einem „Superconducting Quantum Interference Device“ (SQUID) eine Alternative. Dabei handelt es sich um eine mechanische Messmethode, bei der die auf der zu charakterisierenden Probe wirkenden Kräfte in einem inhomogenen, bekannten Magnetfeld bestimmt werden. Um eine hohe Messgenauigkeit zu erreichen, wird dabei das Prinzip der mechanischen Resonanz angewendet. Daher rührt auch der englische Name „Alternating Gradient Magnetometer“ (AGM; im deutschen findet sich die Bezeichnung „Gradientenfeld-Magnetometer“) dieser Messmethode [57, 61, 62].

Funktionsprinzip

Abbildung 2.7 zeigt das schematisch dargestellte Funktionsprinzip des Gradientenfeld-Magnetometers. Die zu charakterisierende Probe wird mittels einer Glasfaser mit einem piezokeramischen Kristall mechanisch verbunden. Dabei befindet sich die Probe zwischen zwei Polschuhen einer elektromagnetischen Spule. Die Polschuhe sind so geformt, dass sich eine inhomogene Feldverteilung im Luftspalt ergibt und dadurch eine magnetostatische Kraft auf die Probe wirkt. Die Spulen werden mit einem Wechselstrom betrieben, dessen Frequenz einstellbar ist. Durch Anpassen der Frequenz lässt sich so die Probe samt Glasfaser und Piezokristall in mechanische Resonanz bringen. Da die mechanischen Eigenschaften der Glasfaser und des Piezokristalls, wie auch die Masse des

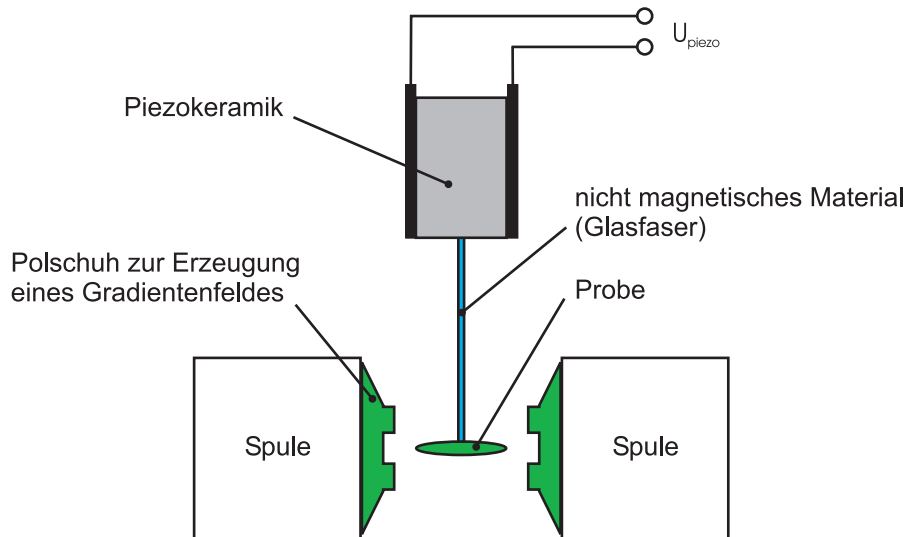


Abbildung 2.7: Funktionsprinzip eines Gradientenfeld-Magnetometers.

Probenkörper bekannt sind, lässt sich über die durch den direkten Piezoeffekt verursachte Spannung U_{piezo} , die auf den Probenkörper wirkenden Kräfte und somit das magnetische Moment berechnen.

2.3.2 Bewegungsanalyse mittels Bildkorrelation

Bewegungsanalysen im Mikrometermaßstab können durch Beobachtung mittels eines Videomikroskops und anschließender Analyse der zeitlich aufeinander folgenden Bilder durchgeführt werden. Dazu werden die sequentiell aufgenommenen Bilder untereinander verglichen, um beispielsweise die Lageänderung eines Objektes zu detektieren. Diese Methode mit nur einer Kamera und ohne spezielle Beleuchtung nennt man Photogrammetrie. Abbildung 2.8 veranschaulicht dies an einem schematischen Beispiel. Dargestellt ist das vom zu messenden Objekt auf den CCD-Sensor (Charge-Coupled Device) der Kamera projizierte und digital weiterverarbeitete Bild. Das erste aufgenommene Bild dient als Referenzaufnahme und mittels softwarebasierter Bilderkennung werden charakteristische Muster der zu vermessenden Objekte bestimmt. Nach diesen Mustern sucht die Software in jedem aufgenommenen Bild und vergleicht den Abstand deren Schwerpunkte im Bildpunktfeld. Dieser Abstand entspricht der Messgröße in den beiden Richtungen x und y . Da der zeitliche Abstand zwischen den einzelnen Bildern bekannt ist, lassen sich die Geschwindigkeit und die Beschleunigung durch Ableiten leicht berechnen[63].

2 Grundlagen

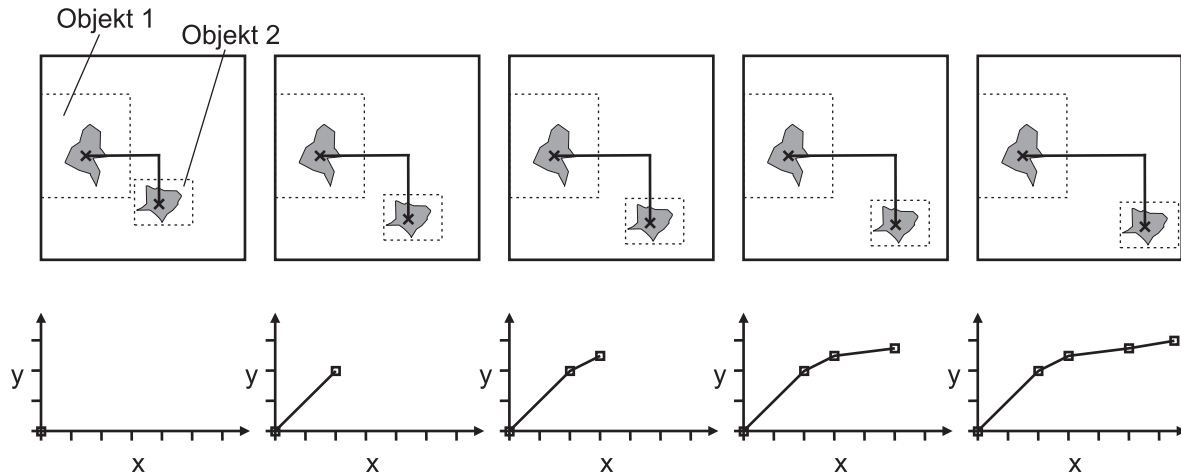


Abbildung 2.8: Schematische Darstellung der Bewegungsanalyse zweier Objekte. In der oberen Zeile ist eine Abfolge von Bildern dargestellt. Mittels Bilderkennung werden charakteristische Gebiete der beiden Objekte in jedem Bild erkannt (graue Flächen). Von links nach rechts, bewegt sich Objekt 2 relativ zu Objekt 1. Die detektierte Relativbewegung ist in der zweiten Spalte dargestellt.

2.3.3 Kraftmessung mittels elektrodynamischer Kraftkompensation

Das zur Bestimmung der Kraft-Dehnungskurven von FGL-Mikrostrukturen verwendete Elastometer (μL 1000 / Prototyp) ist eine Modifikation einer Präzisionswaage. Diese arbeitet nach dem Prinzip der elektrodynamischen Kraftkompensation EMFC (electromagnetic force compensation). Das schematische Funktionsprinzip ist in Abbildung 2.9 dargestellt.

Funktionsprinzip

Das zu testende Bauteil (1) (hier eine beidseitig befestigte FGL-Brücke) ist fest mit einem x-y-z Tisch (2) und mit dem Elastometer über einen Mikrohaken (3) verbunden. Wird nun das Bauteil in z-Richtung relativ zum Haken bewegt, so wirkt eine Kraft, die durch einen mechanischen Hebel (4) umgesetzt wird. Dieser ist mit einer Spule (5), die sich im homogenen Feld eines Magneten (6) mit weichmagnetischen Polschuh (7) befindet, verbunden. Durch einen definierten Stromfluss durch die Spule kann so eine Gegenkraft erzeugt werden. Der Strom durch die Spule wird dabei durch einen empfindlichen kapazitiven Lagesensor (8) und einen Regelverstärker (9) so geregelt, dass die elektromagnetische Kraft der Last entspricht und sich so ein Kräftegleichgewicht einstellt. Der Spulenstrom fließt durch einen Messwiderstand (10) und die dabei über den Messwiderstand abfallende Spannung entspricht der am Hebel wirkenden Kraft. Durch

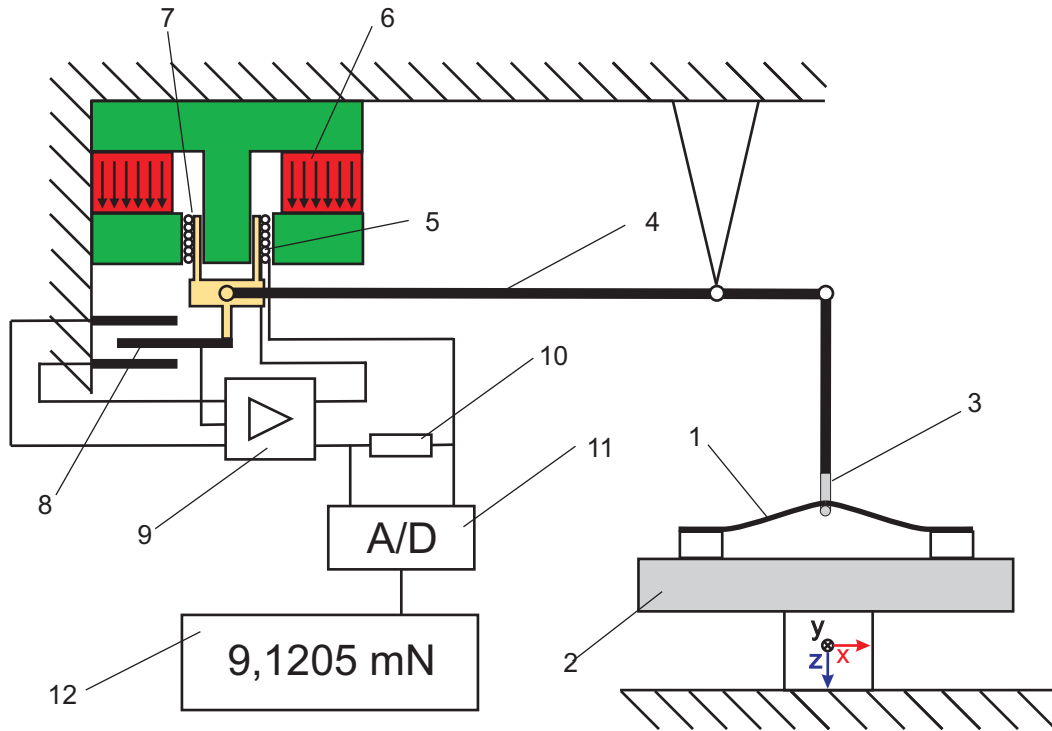


Abbildung 2.9: Schematischer Aufbau des Elastometers ($\mu\text{L 1000}$), mit dem Funktionsprinzip der elektrodynamischen Kraftkompensation.

einen Analog-Digitalwandler (11) wird die Spannung umgesetzt, dargestellt (12) und der entsprechende Wert der Auswertesoftware zur Verfügung gestellt [64, 65].

3 Stand der Technik

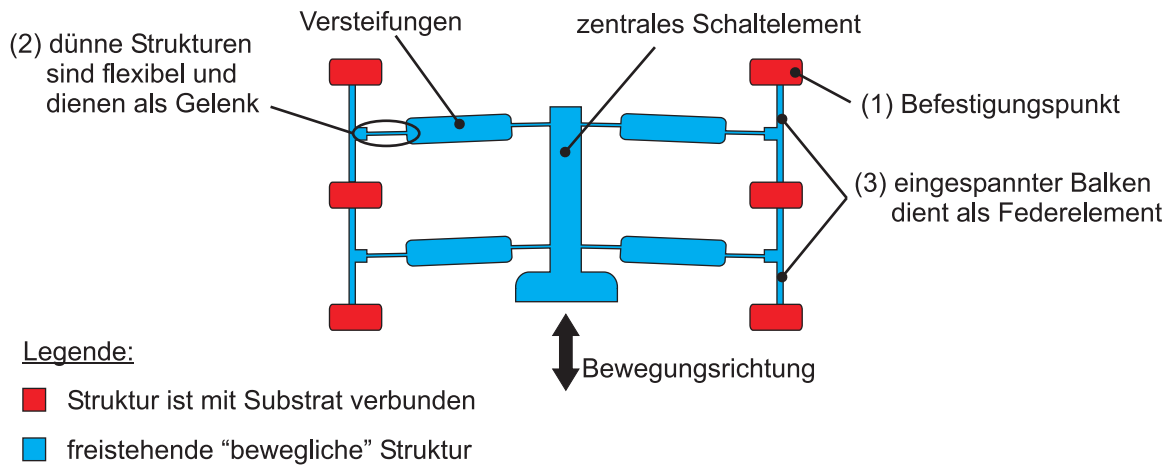
3.1 Bistabile Mikroaktorik

In der Mikrosystemtechnik ist man auf einige wenige Herstellungstechnologien und Materialkombinationen beschränkt. Die theoretische Anzahl an möglichen Bauformen bistabiler Mikroaktoren wird dadurch stark reduziert. Die größte Anzahl bistabiler Mikroaktoren fallen in jene Klasse, bei der ein Schaltelement aktiv eine Energiebarriere überwindet und sich dabei das Rückhaltesystem nicht ändert („Schalten durch Überwinden der Barriere“). In dieser Kategorie werden fast ausschließlich mechanische Rückhaltestrukturen in Form von Federelementen verwendet. Diese können durch komplexe Strukturen [66–68] eingespannter dünner Platten (Membranen) [69, 70] oder eingespannter Biegebalken [71] realisiert werden. Abbildung 3.1 zeigt exemplarisch ein bistabiles mechanisches Rückhaltesystem, basierend auf dem Kniehebelprinzip. Die gesamte Struktur ist aus fünf Lagen Polysilizium mit unterschiedlichen mechanischen und chemischen Eigenschaften aufgebaut. Die Befestigungspunkte (1) stellen die mechanische Verbindung zur Silizium-Oberfläche dar. Durch eine selektive Unterätzung sind die restlichen Strukturen (blau) frei über dem Substrat stehend. Die dünnen Stege dienen als Quasi-Gelenke (2) und als Federelement (3). Wird nun der mittlere Schlitten durch einen Linearaktor aus der Ausgangslage (i) in y-Richtung bewegt, so schnappt der Mechanismus in die erste stabile Position (ii). Bei einer Aktuierung in entgegengesetzter Richtung wird dann die zweite stabile Position eingenommen (iii). Solche bistabilen mechanischen Schnappmechanismen lassen sich mit thermoelektrischen [71, 72], elektrostatischen [67] oder auch auf FGL basierten Aktorprinzipien [73] zu einem bistabilen Schalter kombinieren.

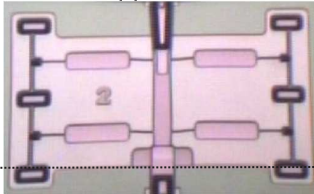
Thermopneumatische Aktoren lassen sich funktionsbedingt gut mit einer eingespannten Membran zur Realisierung eines bistabilen Mikroaktors kombinieren [69, 70]. Abbildung 3.2 zeigt das schematische Schnittbild eines solchen Ansatzes [69]. Auf ein Siliziumsubstrat mit einer freigelegten und verspannten Membran wird ein Peltierelement so aufgeklebt, dass sich ein Hohlraum bildet. In diesen Hohlraum muss während des Klebevorgangs eine Flüssigkeit eingeschlossen werden. Mittels des Peltierelements kann die Temperatur der Flüssigkeit und somit auch das verdrängte Volumen in Abhängigkeit des Phasenzustandes dieser Flüssigkeit eingestellt werden. Da das Volumen der Kammer durch die Geometrie definiert ist, lässt sich die Auslenkung der Membran einstellen. Da diese mechanisch verspannt ist, springt sie bei Überschreiten einer definierten Auslenkung in den zweiten stabilen Zustand. Die Membran übernimmt in diesem Fall zwei Funktionen, die des Rückhaltesystems und die des Schaltelementes.

Eine weitere Möglichkeit, ein Rückhaltesystem mit den in Abschnitt 2.1.4 genannten Eigenschaften zu bekommen, ist die Verwendung eines magnetischen Kreises mit einer hartmagnetischen Quelle. Das weichmagnetische Schaltelement befindet sich

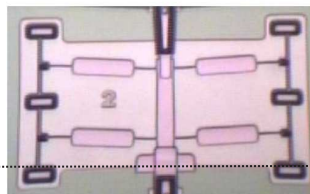
3 Stand der Technik



i) Schalter vor dem erstmaligen Einschnappen.



ii) Schalter im unteren stabilen Zustand.



iii) Schalter im oberen stabilen Zustand.

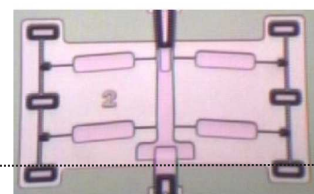


Abbildung 3.1: Mechanischer, bistabiler Schnappmechanismus unter Verwendung des Kniehebelprinzips. Das schematische Bild, in Draufsicht, zeigt die freistehenden (blau) und die mit dem Substrat verbundenen Strukturen (rot). Die Mikroskop-Aufnahmen zeigen die ursprüngliche Position (i) sowie die beiden stabilen Schaltzustände (ii) und (iii). [66].

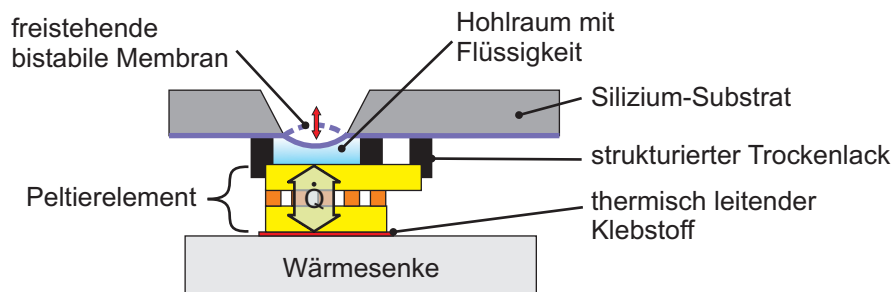


Abbildung 3.2: Schematisches Schnittbild eines thermopneumatischen Aktors mit bistabiler Membran [69].

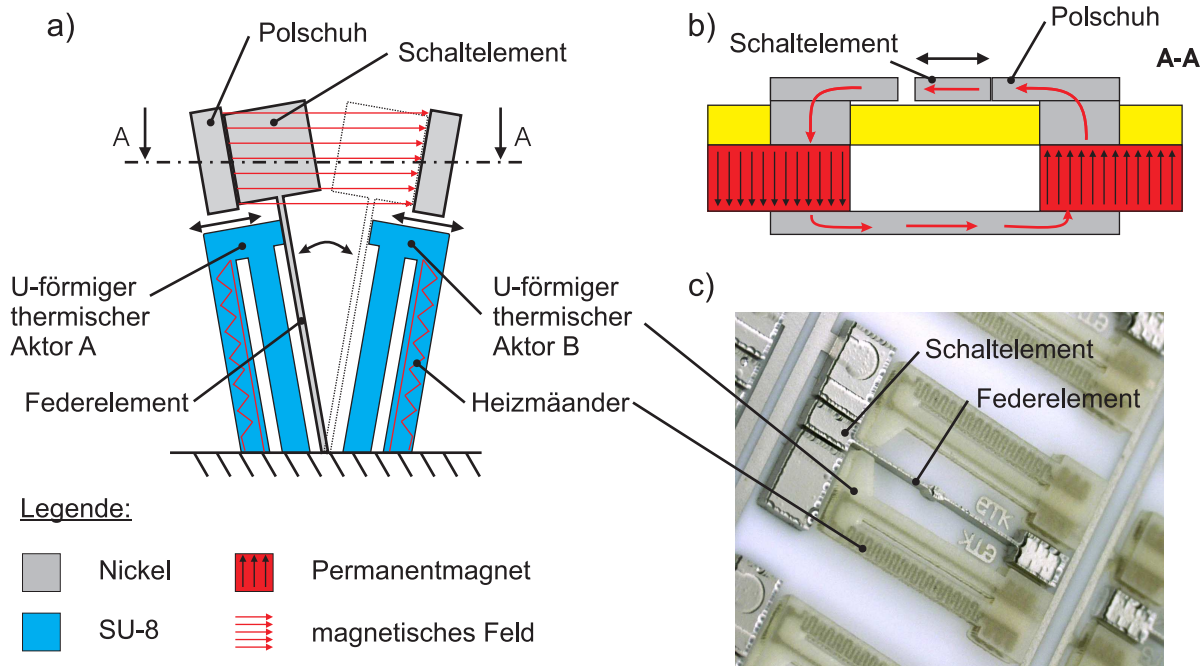


Abbildung 3.3: Bistabiler Schalter, basierend auf ein magnetostatischen Rückhaltesystem in Kombination mit zwei entgegengesetzt arbeitenden thermoelektrischen Aktoren. a) Schematische Darstellung des Funktionsprinzips des Schalters. b) Schnittbild durch den magnetischen Kreis. c) Fotografie des bistabilen Schalters nach [16].

dabei in einem Luftspalt des magnetischen Kreises. Der Luftspalt ist etwas größer gestaltet als das Schalttelement, so dass dieses sich zwischen den Polshuhen hin- und herbewegen kann. Abbildung 3.3 zeigt dieses Konzept in Kombination mit einem thermoelektrischen Aktor [16]. In Abbildung 3.3a ist das weichmagnetische Schalttelement im Luftspalt zwischen den Polshuhen dargestellt. Das Schalttelement ist freistehend und elastisch mit dem Substrat verbunden. Zwei in entgegengesetzter Richtung arbeitende thermoelektrische Aktoren können das Schalttelement über die Mittelposition im Polschuh verschieben. Sobald diese Position erreicht ist, schnappt das Schalttelement auf Grund der nun in entgegengesetzter Richtung wirkenden magnetostatischen Kraft in die zweite stabile Position. Abbildung 3.3b zeigt ein Schnittbild durch die Achse A-A des magnetischen Kreises. Dieser besteht aus galvanisierten Nickel-Schichten auf der Oberfläche eines Substrates, wird fortgeführt durch das Substrat mittels Nickel gefüllten Durchgangslöchern und wird auf der Rückseite durch einen Permanentmagneten sowie einer Abschlussplatte geschlossen. Abbildung 3.3c zeigt eine Fotografie eines solchen bistabilen Schalters mit den aus Nickel hergestellten Polshuhen, dem Schalttelement samt Feder und den beiden thermoelektrischen Aktoren aus dem Dickfilmlack SU-8.

Magnetische Kreise werden ebenfalls häufig in der Klasse der bistabilen Mikroaktoren, die das Schalten durch Änderung der Energielandschaft des Rückhaltesystems realisieren,

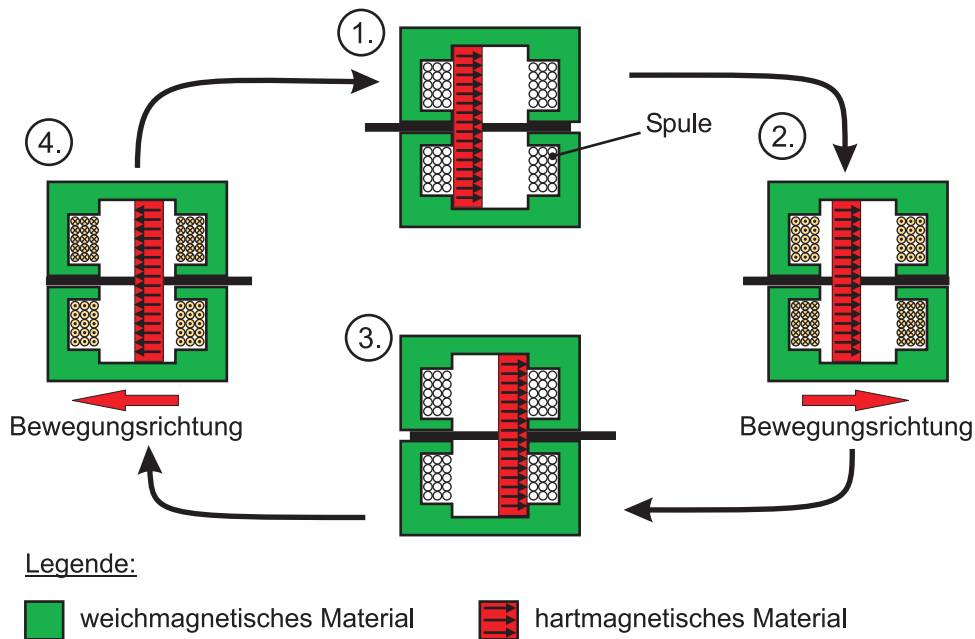


Abbildung 3.4: Funktionsprinzip eines bistabilen Schalters nach dem Prinzip des BLMM (Bistable Linear Moving Magnet). 1.) Der Magnet des Schalters befindet sich in der linken bistabilen Position. 2.) Durch Stromfluss durch die Spulen wird das magnetostatische Feld überlagert und es entsteht eine resultierende Kraft nach rechts. Der Schalter bewegt sich in Richtung der rechten stabilen Schaltposition. 3.) Der Schalter befindet sich in der rechten stabilen Schaltposition. 4.) Durch einen Stromfluss in entgegengesetzter Richtung bewegt sich der Schalter in Richtung der ursprünglichen Schaltstellung.

eingesetzt. Um die Energielandschaft eines magnetostatischen Rückhaltesystemes zu verändern, muss das statische Feld mit einem änderbaren Feld überlagert werden. Dies kann durch elektromagnetische Induktion mit Hilfe einer Spule erreicht werden. Abbildung 3.4 zeigt diese Funktionsweise schematisch anhand eines BLMM (Bistable Linear Moving Magnet) [74]. Dabei befindet sich eine auf einer Achse montierte hartmagnetische Scheibe in einem weichmagnetischen Zylinder mit Führung für die Achse. In beiden Stirnflächen sind Spulen eingearbeitet. In der Phase (1) fließt kein Strom durch beide Spulen und die hartmagnetische Scheibe befindet sich in Kontakt mit der linken Stirnfläche des Zylinders. Dies ist die erste stabile Position. Um in die zweite stabile Position zu gelangen werden die Spulen so angesteuert, dass eine resultierende magnetische Kraft in Richtung der rechten Stirnfläche wirkt (2). Sobald die hartmagnetische Scheibe in Kontakt mit dem rechten Joch ist, kann der Stromfluss durch die Spulen unterbrochen werden und die Position wird stabil gehalten (3). Um in die ursprüngliche Position zurückzugelangen müssen nun die Spulen umgekehrt gepolt betrieben werden (4).

Abbildung 3.5 zeigt einen bistabilen Mikroaktor basierend auf dem beschriebenen Kon-

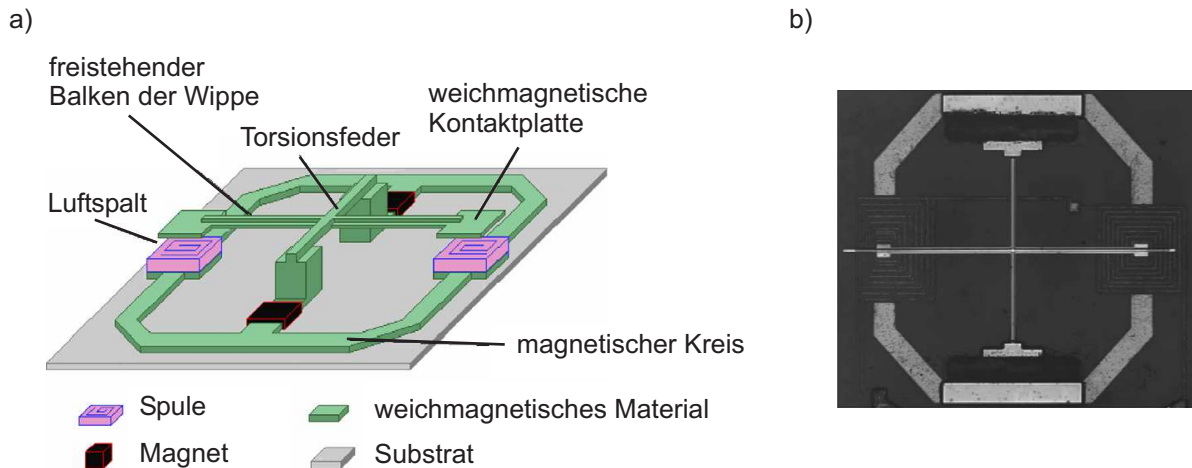


Abbildung 3.5: Funktionsprinzip eines bistabilen Schalters mit induktiv veränderbarem magnetostatischen Rückhaltesystem. a) Schematische Darstellung b) Mikroskop-Aufnahme [75].

zept, jedoch mit fest montierten hartmagnetischen Scheiben und einem beweglichen weichmagnetischen Schaltelement [18, 75]. Der Aktor wird mittels LIGA Techniken und Opferschichten hergestellt. Die in der Schemazeichnung grün dargestellten weichmagnetischen Strukturen bilden zusammen mit den hartmagnetischen Scheiben, den magnetischen Kreis. Planare Spulen auf den Kontaktflächen ermöglichen die Veränderung des magnetischen Flusses im darüberliegenden Luftspalt, so dass die freistehende Wippenstruktur entsprechend nach links oder nach rechts in eine der stabilen Positionen kippt.

Einen völlig anderen Ansatz verfolgt [76] mit einem Kompositmaterial aus einer in ein Polymer eingebetteter FGL-Folie. Dabei wird der Zweiweg-Effekt der FGL-Folie und die unterschiedliche Steifigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur dieser Materialien ausgenutzt um zwei formstabile Zustände des Komposits zu erreichen. Abbildung 3.6a zeigt beispielhaft die Steifigkeit dieser Materialien in Abhängigkeit von der Temperatur. Da die Glasübergangstemperatur des Polymers im Mittelpunkt der Hysterese der FGL liegt, kann bei einem Erhitzen der Komposit-Folie über die A_E Temperatur die gewölbte Form eingenommen werden. Bei anschließender Abkühlung bleibt diese Form erhalten und besitzt durch die im Vergleich zur FGL-Folie höheren Steifigkeit des Polymers eine erhöhte Festigkeit gegenüber einer mechanischen Verformung. Die zweite stabile Form wird eingenommen, indem die Komposit-Folie auf eine Temperatur erhitzt wird, die zwischen der Glasübergangstemperatur des Polymers und der Starttemperatur A_S der austenitischen Phase der FGL liegt. Abbildung 3.6b zeigt zwei stabile Formzustände einer Kompositfolie mit $10\ \mu\text{m}\ \text{Ti}_{46}\text{Hf}_6\text{Ni}_{48}/25\ \mu\text{m}\ \text{Mo}$ eingebettet in einem thermoelastischen Polymer (Lucryl).

Auch durch eine geschickte Kombination zweier Aktoren lassen sich sowohl Schalter als auch Aktoren mit bistabilen Eigenschaften realisieren. In der Arbeit [77] wird die Kombination zweier thermoelektrisch ansteuerbarer, bimorpher Biegebalken beschrieben. Abbildung 3.6 zeigt das Funktionsprinzip dieses Konzeptes anhand eines elektrischen

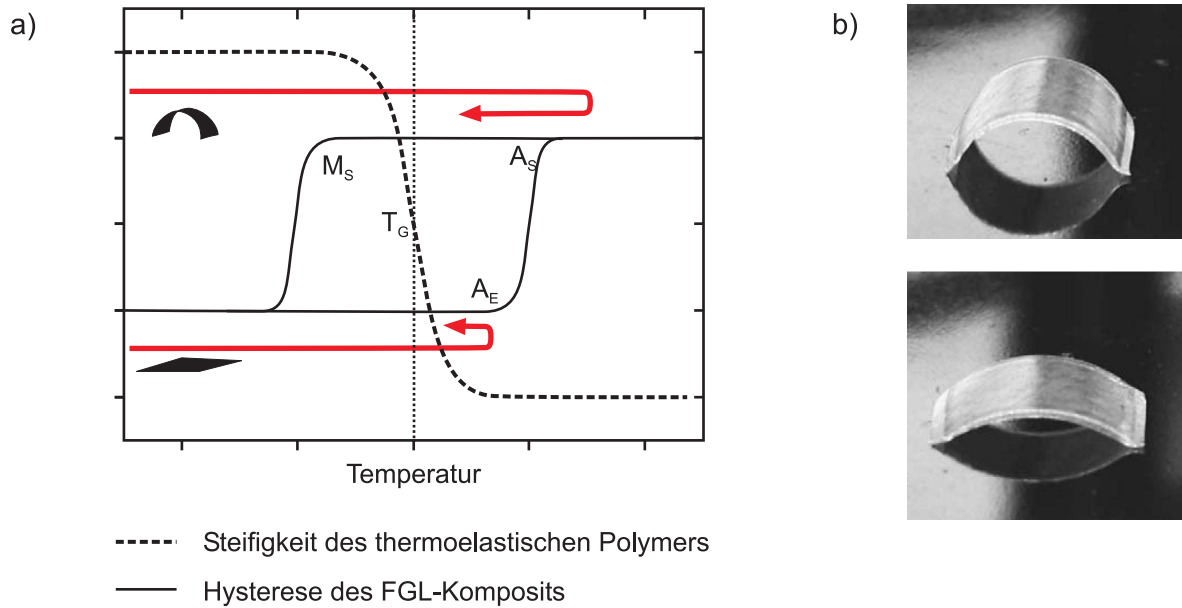


Abbildung 3.6: Bistabiles Verhalten eines Kompositmaterials bestehend aus einer FGL und einem Polymer. a) Steifigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur für die FGL und das Polymer. b) Fotografie der beiden stabilen Zustände des Kompositmaterials [76].

bistabilen Schalters. Die Sequenz beginnt mit der ersten stabilen Position, in der ein elektrischer Kontakt hergestellt ist (1). Um in die zweite stabile Position zu gelangen wird zunächst der bimorphe Balken 2 erhitzt (2) und unmittelbar danach Balken 1 (3). Im nächsten Schritt bleibt der bimorphe Balken 1 erhitzt und die Heizung für Balken 2 wird ausgeschaltet. Balken 2 relaxiert (4) bis er mit seinen Abstandhalter das Substrat berührt. Darauf wird der bimorphe Balken 2 nicht mehr beheizt und dieser relaxiert. Da der Abstandshalter von Balken 2 höher ist als der von Balken 1 und der Kontaktfläche, bleibt der elektrische Kontakt unterbrochen und die zweite stabile Position ist erreicht (5).

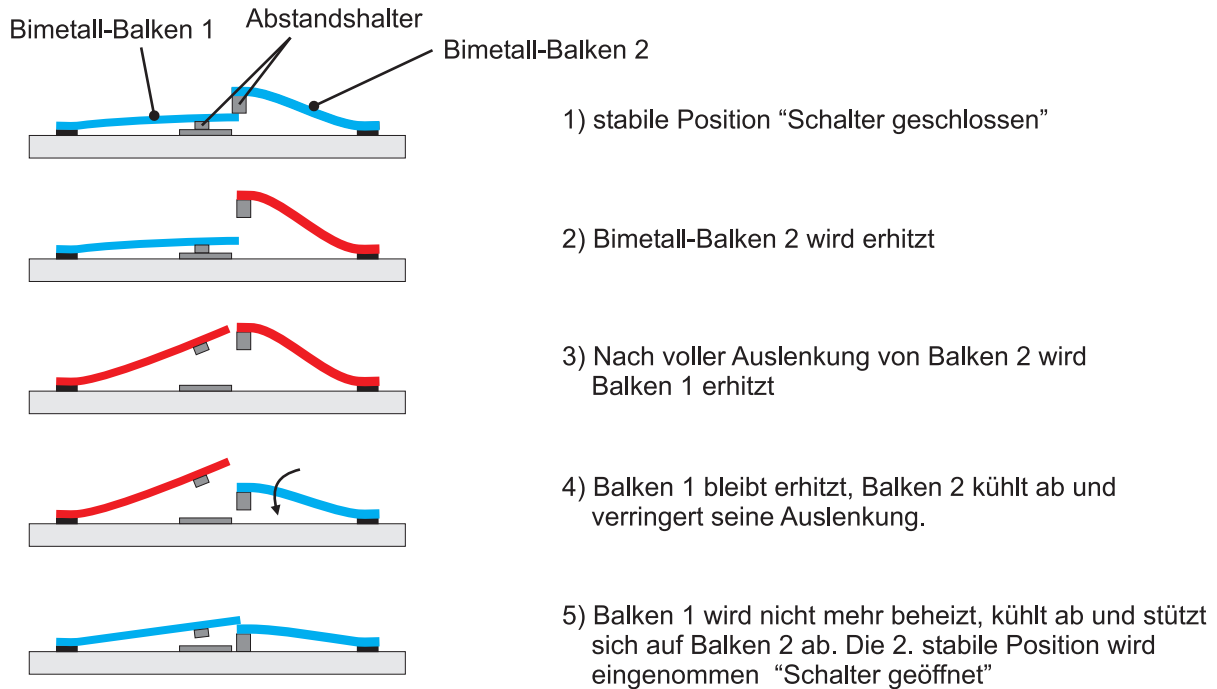


Abbildung 3.7: Bistabiles Schaltverhalten durch Kombination zweier thermoelektrisch ansteuerbarer bimorpher Biegebalken. Eine sequenzielle Ansteuerung der Biegebalken (1-5) ermöglicht es, den Schalter vom geschlossenen in den offenen Zustand umzuschalten.

3.2 Bistabile Mikroventile

Trotz des Bedarfs und hohen Interesses an bistabilen Mikroventilen (siehe Abschnitt 1.1) konnten in den letzten 30 Jahren nur wenige bistabile Aktorkonzepte in ein Mikroventil integriert werden. In [27] wurden die wichtigsten Mikroventile des Zeitraumes zwischen 1979 und 2006 untersucht. Dabei handelt es sich um insgesamt 100 Stück und darunter befinden sich lediglich drei bistabile. Tabelle 3.1 führt diese und alle weiteren bis einschließlich 2010 auf.

Abbildung 3.8 zeigt das schematische Schnittbild eines bistabilen Mikroventils mit thermopneumatischem Aktor und einer bistabilen Membran [83]. Das Ventil setzt sich aus dem in Abschnitt 3.1 gezeigten bistabilen Aktor und einer weiteren strukturierten Ebene zusammen. Diese besteht ebenfalls aus Silizium in das durch trocken und nasschemischen Ätzens der Ein- und Auslass des Ventils geätzt wird. Diese Mikrostruktur wird dann durch einen fotolithographisch strukturierten Trockenfilm auf den beschriebenen Aktor so aufgeklebt, dass die bistabile Membran in der oberen stabilen Schaltposition auf den Ventilsitz des Einlasses drückt. Dadurch wird dieser verschlossen. Ist die Membran in der unteren stabilen Schaltstellung, kann das Fluid frei zwischen Ein- und Auslass fließen.

In der Arbeit von [70] wird ebenfalls das Schnappen einer Membran als Rückhaltesystem verwendet. Jedoch wird hier nicht der Phasenübergang einer Flüssigkeit sondern die Ausdehnung von Luft bei Erwärmung verwendet. Da man hier mittels einer Heizspirale

Jahr	Titel	Literatur
1996	Microvalves with bistable buckled polymer diaphragms	[70]
2000	A micromachined silicon valve driven by a miniature bi-stable electro-magnetic actuator	[78]
2000	Design, fabrication, and testing of a bistable electromagnetically actuated microvalve	[79]
2004	Phase Change Microvalve for Integrated Devices	[25]
2006	Design, microfabrication and testing of a CMOS compatible bistable electromagnetic microvalve with latching/unlatching mechanism on a single wafer	[80]
2008	A bistable electromagnetically actuated rotary gate microvalve	[81]
2010	A thermopneumatically actuated bistable microvalve	[82]
2010	Bistable silicon microvalve with thermoelectrically driven thermopneumatic actuator for liquid flow control	[83]

Tabelle 3.1: Auflistung der wichtigsten bistabilen Mikroventile seit 1979.

nur thermoelektrisch die Luft erhitzen kann, muss ein Trick angewendet werden, um zwischen beiden stabilen Schaltzuständen umschalten zu können. Abbildung 3.9 zeigt das schematische Schnittbild dieses bistabilen Ventils. In der unteren Kammer befindet sich die Heizspirale sowie die Luft, die genutzt wird, um die Membran auszulenken. Zusätzlich befindet sich in der unteren Kammer ein Durchgangsloch, welches für einen Druckausgleich in der Kammer sorgt. Wird nun ein kurzer starker Heizpuls verwendet, so dehnt sich die Luft sehr schnell aus. Der Druckausgleich findet jedoch nicht unmittelbar statt, da der Durchmesser des Durchgangsloches deutlich kleiner ist als das der Membran. Somit kommt es zu einem Druckstoß, der die Membran in die obere stabile Schaltstellung auslenkt. Bei der zweiten stabilen Schaltstellung ist die Membran nach unten gewölbt und somit das Volumen der unteren Kammer kleiner. Dieser Schaltzustand kann durch einen längeren Heizpuls erreicht werden. Dabei erhitzt sich die Luft der gesamten Kammer stark auf, dehnt sich aus und entweicht durch das Durchgangsloch. Sobald die Heizung ausgeschaltet wird, kommt es zu einer spontanen Abkühlung der Luft und diese verringert ihr Volumen. Der Druck kann aber nicht so schnell durch das Durchgangsloch ausgeglichen werden, wodurch es zu einem Unterdruck kommt und die Membran wird nach unten gedrückt.

Das in Abbildung 3.4 vorgestellte bistabile Aktorkonzept wurde in [79–81] umgesetzt. Alle drei Mikroventile sind in Siliziumtechnologie realisiert worden, nutzen aber keinen geschlossenen magnetischen Kreis. Abbildung 3.10 zeigt das schematische Schnittbild des Ventils [79] in beiden stabilen Zuständen. Das Ventil besteht aus zwei strukturierten Siliziumbauteilen, die durch nasschemisches Ätzen strukturiert werden. Das obere Bauteil besitzt ein Durchgangsloch, das als Einlass und Ventilsitz fungiert. Zudem wird eine Kavität freigelegt, damit das magnetische Feld der auf der Rückseite strukturierten Spule einen möglichst kurzen Weg durch das Substrat hat und das Schaltelement

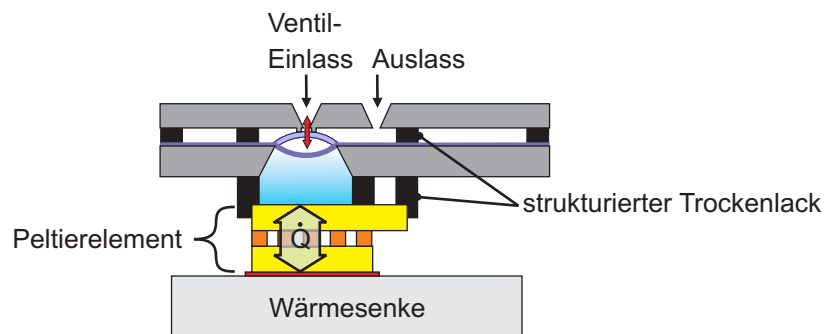


Abbildung 3.8: Schematisches Schnittbild eines thermopneumatischen Mikroventils. Die stabilen Zustände werden durch eine bistabile Membran erreicht. Geschaltet wird durch die Volumenänderung der Flüssigkeit in der Kavität auf Grund einer Phasenumwandlung [83].

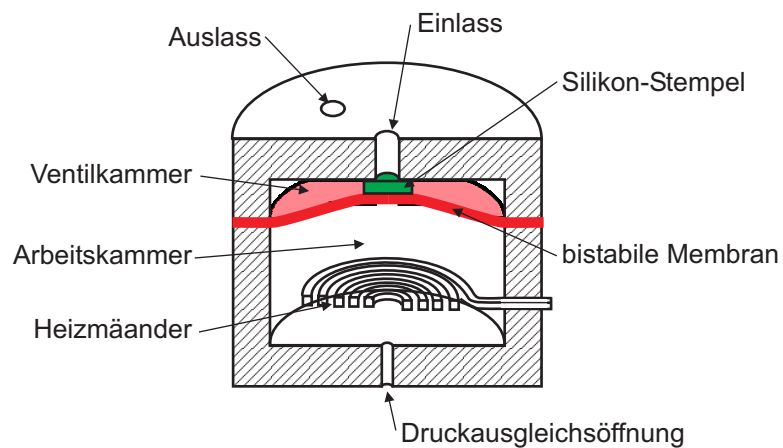


Abbildung 3.9: Schnittbild eines thermopneumatischen Mikroventils, welches zum Schalten der Membran die Expansion der Luft nutzt.[70].

3 Stand der Technik

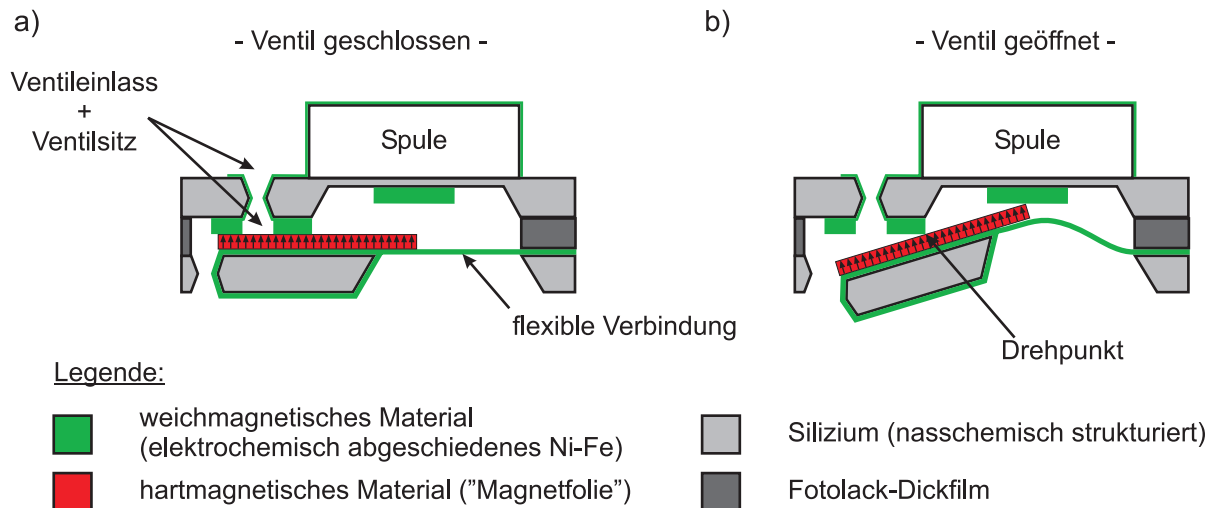


Abbildung 3.10: Schematisches Schnittbild eines bistabilen Mikroventils mit veränderbaren magnetostatischen Rückhaltesystem [79]. a) Ventil im geschlossenen Zustand. Dabei drückt das bewegliche Schaltelement auf Grund der wirkenden magnetostatischen Kraft auf den weichmagnetischen Ventilsitz. b) Durch Ansteuerung der integrierten Spule kann die magnetostatische Kraft, die auf den rechts vom Drehpunkt liegenden Bereich wirkt, verstärkt werden. Dies führt zu einem Verkippen des Schaltelements und Öffnen des Ventilsitzes.

über die Kante der Kavität abkippen kann. Weichmagnetisches Nickel-Eisen wird als strukturierte Schicht auf Ventilsitz und Boden der Kavität elektrochemisch abgeschieden. In Kombination mit der verwendeten hartmagnetischen Schicht können so die beiden stabilen Zustände hergestellt werden. Das Schaltelement besteht aus einer Mesa-Struktur, die mit NiFe ummantelt und mit einer dünnen flexiblen NiFe Fahne einseitig mit dem unteren Siliziumchip verbunden ist. Auf das Schaltelement wird eine hartmagnetische Folie aufgeklebt und die beiden Chips werden miteinander verbunden. Auf Grund der nun wirkenden magnetostatischen Kraft, nimmt das Schaltelement die erste stabile Position ein. Dabei ist dieses in seiner ursprünglichen Lage und in Kontakt mit dem Ventilsitz, wodurch das Ventil verschlossen wird. Die zweite stabile Position kann nun durch einen Stromfluss durch die Spule erreicht werden, indem die magnetostatische Kraft auf den rechts vom Drehpunkt wirkenden Teil des Schaltelementes größer ist als die auf der linken Seite. Dadurch kippt das Schaltelement gegen den Uhrzeigersinn und nimmt die zweite stabile Position ein, wodurch der Ventilsitz freigegeben wird. Das in [78] beschriebene bistabile Ventil basiert auf demselben Effekt nutzt jedoch nur eine aus Silizium gefertigte Ventilkomponente. Die komplette bistabile Aktoreinheit wird mittels Feinmechanik hergestellt und besteht aus einem weichmagnetischen Joch, einer gewickelten Spule und einem beweglichen, weichmagnetischen Aktor.

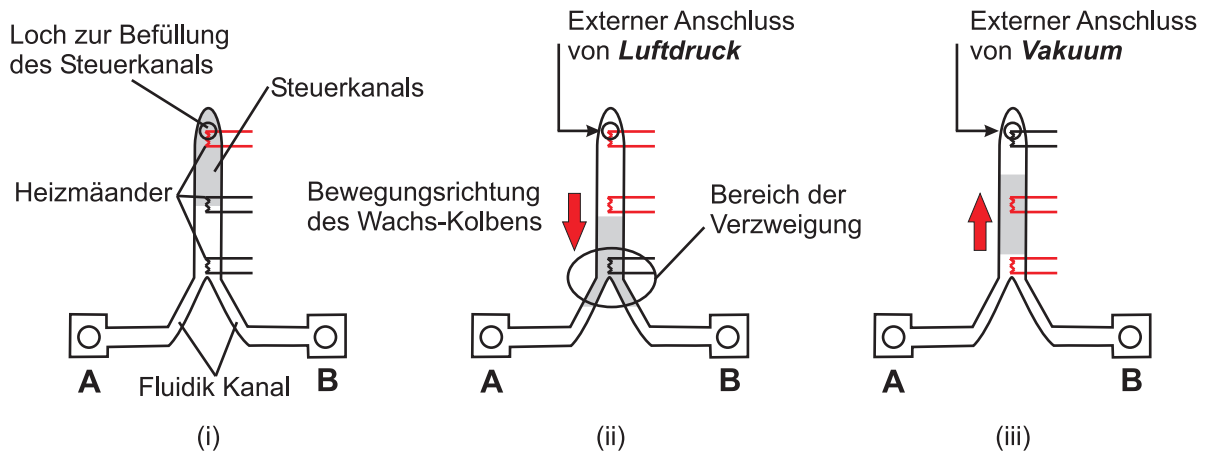


Abbildung 3.11: Bistabiles Schaltkonzept für Flüssigkeiten, basierend auf Phasenumwandlung eines Kolbens. (i) Befüllen des Steuerkanals. (ii) Durch Beaufschlagung mit einem Druck und Erhitzen durch die Heizmäander, wird das Wachs in die Verzweigung gepresst. Nach Erkalten des Waxes ist der stabile verschlossene Zustand erreicht. (iii) Durch Evakuierung des Steuerkanals und Erhitzen durch die Heizmäander, wird das Wachs in den Steuerkanal gesaugt und gibt die Verzweigung frei. Nach Erkalten ist der geöffnete, stabile Zustand erreicht.

Ein bistabiles Ventilkonzept ohne bewegliche Bauteile wurde in [25] realisiert. Dieses ist einfach aufgebaut und zur Steuerung einer fluidischen Platte für Lab-on-Chip-Systeme geeignet. Abbildung 3.11 zeigt das Ventilkonzept schematisch in der Draufsicht. Der y-förmige mikrofluidische Kanal kann an der Verzweigung durch einen Kolben aus Wachs, der sich im Steuerkanal befindet, verschlossen werden. Dadurch wird der Kanal zwischen A und B verschlossen. Um dies zu realisieren werden drei Heizmäander und eine externe Pressluft- sowie Vakuum-Einheit benötigt. Im ersten Schritt (i) wird das Wachs in den Steuerkanal eingeführt. Dazu müssen die Heizmäander 1 und 2 durch einen elektrischen Strom erhitzt werden. Um das Ventil zu verschließen wird der Steuerkanal mit Druck beaufschlagt und die Heizmäander 2 und 3 werden erhitzt. Dadurch fließt das verflüssigte Wachs in die Verzweigung. Nachdem das Wachs erstarrt, befindet sich das Ventil im stabilen verschlossenen Zustand (ii). Zum Öffnen des Ventils werden nun die Heizmäander erhitzt und der Druck im freien Bereich des Steuerkanals herabgesetzt. Dadurch zieht sich das verflüssigte Wachs in den Steuerkanal zurück. Nach Abkühlen des Waxes, ist das Ventil im stabilen geöffneten Zustand (iii). Dieser Vorgang ist reversibel, jedoch muss das Ventil zum Umschalten immer an eine externe Pressluft- bzw. Vakuum-Einheit angeschlossen werden.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

In Abschnitt 3.1 werden zwei Funktionsprinzipien zur bistabilen Aktorik mittels Formgedächtnislegierungen vorgestellt. Hinsichtlich ihrer Nachteile wurden diese jedoch bis dato nicht in einer Anwendung umgesetzt. Somit gibt es im Bereich der Mikroaktuatorik kein praktikables Funktionsprinzip zur bistabilen Aktuierung mit Formgedächtnislegierungen. Die Entwicklung des bistabilen Magneto-FGL-Aktors wird darum in diesem Kapitel ausführlich beschrieben, da die Anwendungsmöglichkeiten des gezeigten Aktors über die alleinige Verwendung in einem Ventil hinausgeht und eine wichtige Rolle in der Aktuatorik mit FGL einnimmt.

Dabei wird zunächst die Entwicklung des Konzepts von der unidirektionalen zur bidirektionalen bis hin zur bistabilen Aktuierung mittels einer Formgedächtnislegierung vorgestellt. Basierend auf diesem patentierten Konzept [84] werden einige mögliche Ausführungsvarianten aufgeführt, untereinander verglichen und hinsichtlich ihrer Einsetzbarkeit in einem Mikroventil bewertet. Zwei ausgewählte Varianten werden analytisch, simulativ sowie messtechnisch untersucht und charakterisiert. Anhand der gewonnenen Daten werden Design-Regeln für die Aktoren aufgestellt, welche entscheidend für die Entwicklung des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils sind.

4.1 Funktionsprinzip

Die Klassifizierungen „Schalten durch Änderung der Energielandschaft“ und „Schalten durch Überwinden der energetischen Barriere“ ist in Abschnitt 3.1 eingeführt. Bei den dort gezeigten bistabilen FGL-Aktoren handelt es sich jeweils um Verbundschichten. Die eine ist eine Kombination zweier Formgedächtnislegierungen mit unterschiedlichen Phasenumwandlungstemperaturen und die andere eine Kombination aus einer FGL und einem Thermoplast [85]. Diese Aktorsysteme erhalten ihre bistabile Eigenschaft durch Änderung der Energielandschaft. Die dadurch entstehenden Nachteile, wie zum Beispiel das stark verzögerte Ansprechverhalten im Minutenbereich, werden mit dem hier präsentierten neuartigen Ansatz umgangen. Dabei soll das Schaltelement mittels FGL-Aktuatorik über eine Energiebarriere zwischen zwei energetisch günstigen Schaltpositionen hin- und her schaltbar sein. Um dies zu realisieren wird ein Aktorsystem benötigt, das bidirektional Arbeit verrichten kann. Nahezu alle FGL-basierten Mikroaktoren nutzen jedoch den Einwegeffekt (siehe Abschnitt 2.1.1) und können somit nur unidirektional Arbeit verrichten. Der Einwegeffekt ist somit nur nutzbar, wenn die Kraft, gegen die gearbeitet werden soll oder die Kraft eines zusätzlichen Federelementes die FGL-Struktur im kalten Zustand gegenüber seiner ursprünglichen planen Form auslenkt.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

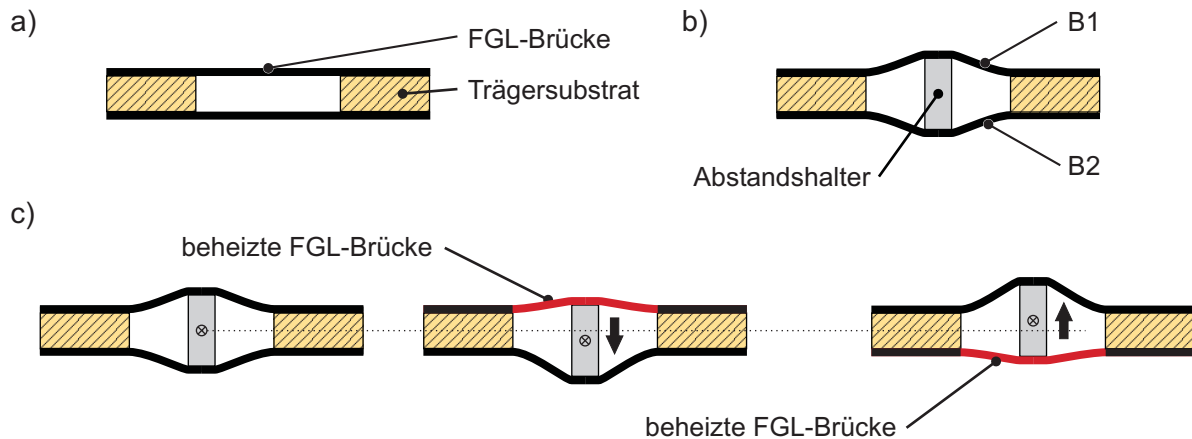


Abbildung 4.1: Schematisches Schnittbild des antagonistischen FGL-Schalters. a) Stressfrei und plan auf den gegenüberliegenden Seiten des Trägersubstrates montierte FGL-Brücken b) Durch Einfügen eines Abstandshalters vorgespannte FGL-Brücken c) Mögliche Schaltzuständen des AS.

Dabei verhält sich eine solche FGL-Struktur wie ein Muskel, der ebenfalls nur in der Lage ist, sich aktiv zu verkürzen (Agonist). Um wieder in die gestreckte Urform überführt zu werden, benötigt der Agonist einen weiteren Muskel (Antagonist), der durch aktives Verkürzen den Agonisten streckt. Dieser evolutionäre Ansatz der Natur kann auf die FGL-Aktorik überführt werden, um bidirektional Arbeit verrichten zu können [45, 86]. Dabei ist ein solcher antagonistischer Schalter (AS) durch unterschiedlichste FGL-Strukturen realisierbar [84]. Diese Vielfalt wird durch zwei weitere Bedingungen eingeschränkt:

- Die FGL-Struktur soll aus einem Folien- oder Dünnschichtmaterial herstellbar sein, um eine Parallelfertigung zu ermöglichen. Zudem haben sehr flache und breite Strukturen ein hohes Oberflächen-zu-Volumen-Verhältnis. Dadurch wird die Abkühlung, durch passive Konvektion beschleunigt und somit die Schaltdynamik verbessert.
- Da der bistabile Aktor in einem Sitzventil zum Einsatz kommen soll, muss die Arbeitsrichtung orthogonal zur Schicht-Oberfläche stehen.

Unter Berücksichtigung dieser Bedingungen kann ein grundlegendes Funktionsprinzip des antagonistischen Schalters aufgestellt werden (siehe Abbildung 4.1). Auf den gegenüberliegenden Flächen eines Trägersubstrats mit einer zentralen Aussparung, sind zwei FGL-Brücken in ihrer planen Ursprungsform aufgebracht (Abbildung 4.1a). Abbildung 4.1b zeigt dieselbe Konfiguration mit einem im Bereich der Aussparung zentral eingefügten Abstandshalter zwischen den freistehenden Brücken. Da die vertikale geometrische Ausdehnung des Abstandshalters größer ist als die des Trägersubstrates, werden beide Brücken gegeneinander vorgespannt. Im unbeheizten Zustand befinden sich beide Brücken in der R-Phase und auf Grund des symmetrischen Designs sind somit beide gleich stark ausgelenkt (siehe Abbildung 4.1c). Diese ursprüngliche Lage ist in Abbildung 4.1c mit einer gepunkteten Linie hervorgehoben.

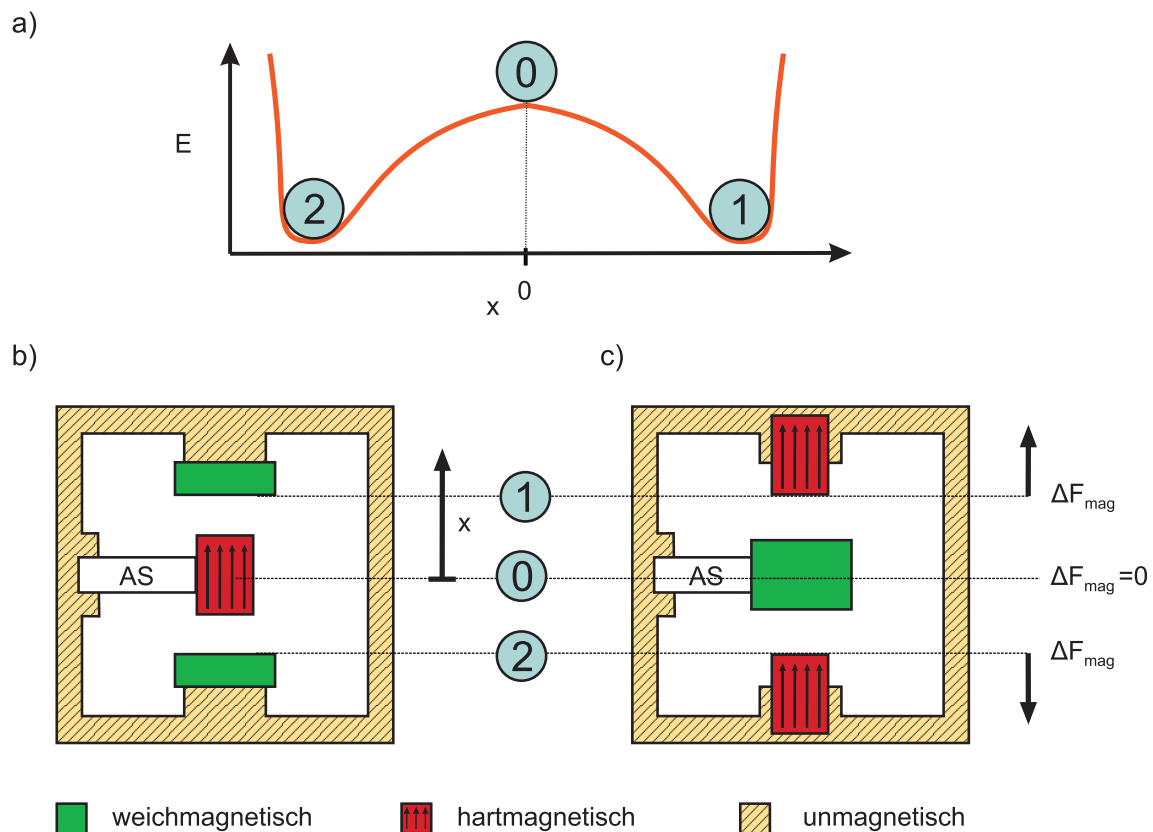


Abbildung 4.2: Schematische Darstellung des magnetostatischen Rückhaltesystems. a) Energielandschaft mit eingezeichneten Schaltstellungen (1 bzw. 2 sind stabile und 0 eine instabile Schaltstellung). Schnittbild des magnetostatischen Rückhaltesystems mit b) bewegter hartmagnetischer und c) weichmagnetischer Struktur.

Wird nun die obere Brücke (B1) so stark erhitzt, dass das FGL-Material in die austenitische Phase umwandelt, so steigt die rückstellende Kraft von B1 an. Auf Grund der eintretenden Kraftdifferenz kommt es zu einer Lageverschiebung des AS bis die rückstellende Kraft der beheizten Brücke der nun stärker vorgespannten kalten Brücke entspricht. Durch Erhitzen der unteren Brücke (B2) kann eine Lageverschiebung in die entgegengesetzte Richtung erzeugt werden. Diese beiden Zustände können vom AS nur gehalten werden, solange die entsprechenden Brücken beheizt werden.

Für die Realisierung eines bistabilen Aktors (BA) wird somit neben dem bidirektionalen AS noch ein Rückhaltesystem benötigt, um den Schalter ohne Energiezufuhr in den zwei Schaltzuständen zu halten, auch wenn zusätzliche äußere Kräfte auf diesen einwirken.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

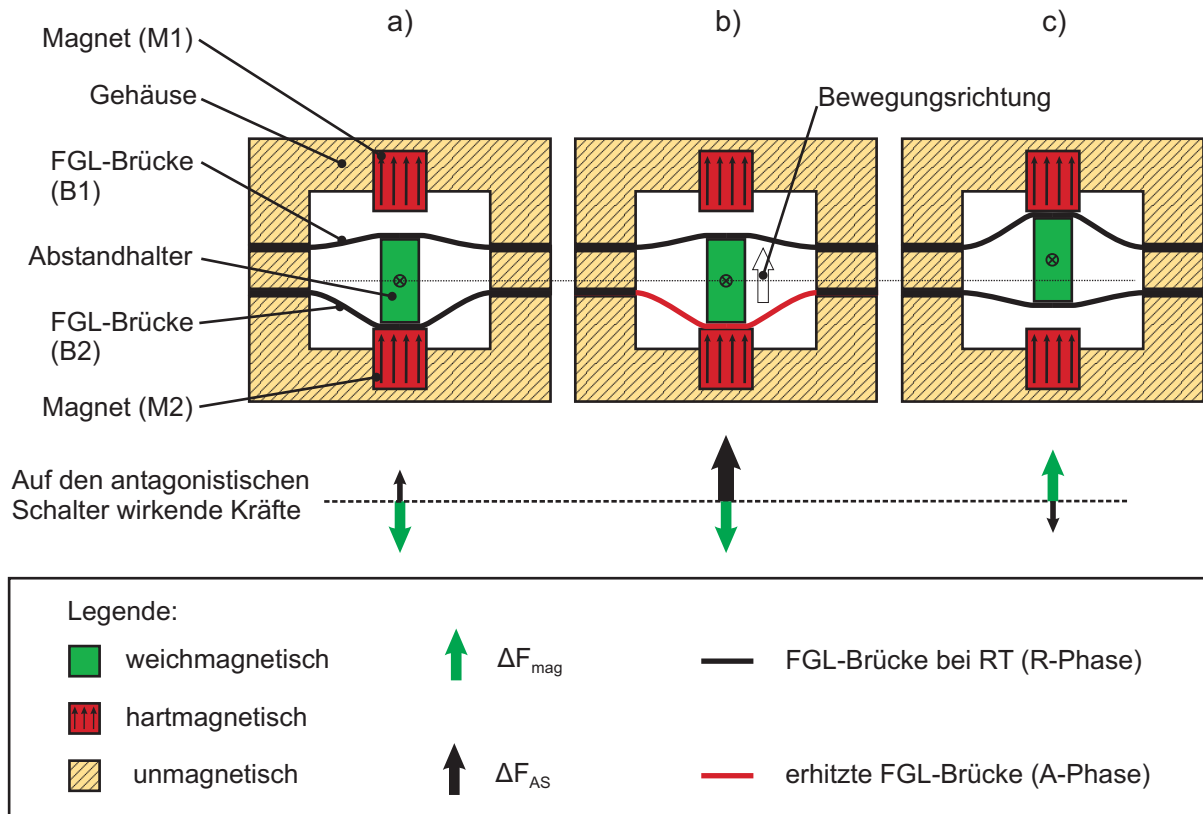


Abbildung 4.3: Schematische Darstellung des Funktionsprinzips eines bistabilen Magneto-FGL-Aktors mit bewegtem weichmagnetischen Abstandhalter. a) Aktor in der unteren Schaltstellung 2. b) Aktor im Moment des Umschaltens mit erhitzter FGL-Brücke B2. c) Aktor in oberer stabiler Schaltstellung 1. Die resultierenden Kräfte ΔF_{mag} und ΔF_{AS} sind für jeden Zustand mit Ihrer Wirkungsrichtung und relativer Stärke eingezeichnet.

Im Abschnitt 3.1 werden einige mögliche Lösungsansätze für ein Rückhaltesystem vorgestellt. In der vorliegenden Arbeit werden jedoch ausschließlich magnetostatische Rückhaltesysteme betrachtet, welche die notwendige Energielandschaft (siehe Abbildung 4.2a) durch magnetostatische Kräfte ΔF_{mag} zwischen hart- und weichmagnetischen Strukturen erzeugen. Die Vielzahl möglicher Strukturkombinationen wird hier in zwei grundlegende Klassen eingeteilt. Bei der ersten Klasse wird eine hartmagnetische Struktur (magnetische Quelle) mittels eines antagonistischen Schalters AS zwischen zwei weichmagnetische Strukturen hin und her bewegt (siehe Abbildung 4.2b). Bei der zweiten Klasse ist dies umgekehrt und eine weichmagnetische Struktur wird zwischen zwei magnetischen Quellen (siehe Abbildung 4.2c) hin- und herbewegt. Die auf die translatorisch bewegbare Struktur wirkende resultierende magnetische Kraft ΔF_{mag} ist bei beiden Konfigurationen in den Schaltstellungen 1 und 2 am größten und wirkt in Richtung der Anschläge. Da die Rückhaltesysteme symmetrisch aufgebaut sind, wird ΔF_{mag} in der Symmetrieebene (Schaltstellung 0) Null.

Durch Kombination des antagonistischen Schalters AS mit einem der Rückhaltesysteme, erhält man einen bistabilen Magneto-FGL-Aktor. Abbildung 4.3 zeigt exemplarisch das vereinfachte Funktionsprinzip des BA mit dem magnetostatischen Rückhaltesystem mit bewegter weichmagnetischer Struktur¹. In der unteren stabilen Schaltstellung (siehe Abbildung 4.3 a), ist ΔF_{mag} größer als die resultierende rückstellende Kraft des AS ΔF_{AS} . Durch Anlegen einer elektrischen Spannung über die untere Brücke B2, kommt es in dieser zu einem Stromfluss, der B2 erhitzt. Bei der Phasenumwandlung in den Austenit, steigt die rückstellende Kraft von B2 und somit auch ΔF_{AS} an. Dabei wird $\Delta F_{\text{AS}} > \Delta F_{\text{mag}}$ und der Schalter bewegt sich in Richtung des zweiten stabilen oberen Schaltzustands (siehe Abbildung 4.3b). Abbildung 4.3c zeigt den Aktor in der oberen Schaltstellung 1 nach dem Abkühlen von B2. Auf Grund des symmetrischen Aufbaus, kann die ursprüngliche Schaltstellung 2 durch Erhitzen von B1 erreicht werden.

¹Die im antagonistischen Schalter auftretenden Kräfte werden im Abschnitt 4.3.1 näher betrachtet.

4.2 Vergleich und Diskussion möglicher Ausführungsformen

Durch Kombination des im Abschnitt 4.1 gezeigten antagonistischen FGL-Schalters und den magnetostatischen Rückhaltesystemen ergeben sich verschiedene Ausführungsformen. Diese sind in Tabelle 4.1 schematisch als Schnittbild dargestellt und werden qualitativ hinsichtlich folgender Eigenschaften bewertet und miteinander verglichen:

Thermische Stabilität (Wichtung: x1)

Da sich immer nur eine FGL-Brücke in der austenitischen Phase befinden darf, muss der thermische Übertrag zwischen den Brücken möglichst gering sein. Dies hängt stark von der Länge und Intensität des Heizpulses, aber auch vom thermischen Widerstand des Abstandhalters zwischen den Brücken ab. Abhängig vom Schichtaufbau, kann es zu einer Entmagnetisierung der hartmagnetischen Schichten kommen, wenn diese über die materialspezifische Curie-Temperatur erhitzt werden.

Translatorisch bewegte Masse (Wichtung: x2)

Je größer die translatorische Masse, desto geringer ist die zu erwartende Schaltdynamik des Aktors. Zudem steigt die mechanische Beanspruchung der Brücken, Aufhängungspunkte und der weich- bzw. hartmagnetischen Anschläge. Es ist auch denkbar, dass es durch eine zu hohe kinetische Energie zu einem Prelleffekt an den Anschlägen kommt.

Magnetische Kräfte (Wichtung: x4)

Die maximal erzielbaren magnetischen Kräfte hängen von der Geometrie, den nutzbaren Volumina und den Materialeigenschaften der weich und hartmagnetischen Strukturen ab.

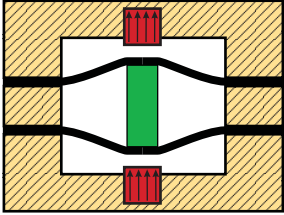
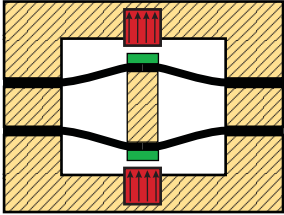
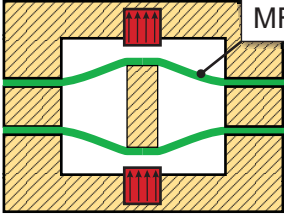
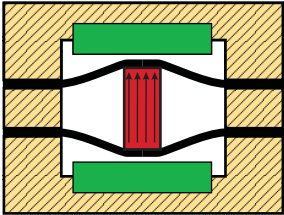
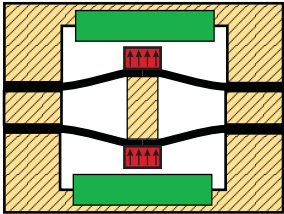
Herstellbarkeit (Wichtung: x5)

Die Herstellbarkeit hängt von der Anzahl und der Komplexität der einzelnen Prozessschritte ab.

Die Varianten sind in der Tabelle 4.1 klassifiziert in bistabile Aktoren mit bewegten weich- (Variante 1-3) und hartmagnetischen Strukturen (Variante 4 und 5). Dabei befindet sich im Gehäuse des Aktors bei den Varianten 1 bis 3 zwei hartmagnetische und bei den Varianten 4 und 5 weichmagnetische Strukturen. Im Falle der Varianten 4 und 5 ist auch die Nutzung eines komplett weichmagnetischen Gehäuses denkbar.

In Variante 1 besteht der Abstandhalter strukturell aus einem weichmagnetischen Material [87]. Dadurch wird auf Kosten der bewegten Masse, die Anzahl und Komplexität der Prozessschritten minimiert. Trotz großem weichmagnetischen Volumen können hier die magnetischen Kräfte nicht voll genutzt werden, da sich beim Kontakt immer eine FGL-Brücke zwischen Magnet und weichmagnetischem Abstandhalter befindet. Dieses Problem wird in Variante 2 [88] umgangen, da sich hier die weichmagnetische Schicht auf den FGL-Brücken befindet. Hierdurch wird ein direkter Kontakt ermöglicht, der jedoch auf Kosten des weichmagnetischen Volumens geht. Als Abstandhalter kann hier

4.2 Vergleich und Diskussion möglicher Ausführungsformen

Varianten / Layouts		Wichtung				Gesamtwertung
		1	2	4	5	
		Thermische Stabilität	Bewegte Masse	Magnetische Kräfte	Herstellbarkeit	
bewegliche weichmagnetische Struktur	V1 	3	4	2	2	2,6
	V2 	2	2	2	3	2,6
	V3 	1	1	5	3	3,1
bewegliche hartmagnetische Struktur	V4 	4	4	2	2	2,7
	V5 	5	2	6	4	4,8

Legende:

- weichmagnetisch
- hartmagnetisch
- unmagnetisch

Tabelle 4.1: Vergleich verschiedener möglicher Varianten des Magneto-FGL-Aktors. Die Varianten sind in zwei Klassen eingeteilt und hinsichtlich Ihrer Eigenschaften bewertet (umso besser, je kleiner der Wert). Die Gesamtwertung setzt sich aus dem Durchschnitt der unterschiedlich gewichteten Eigenschaften zusammen.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

ein nichtmagnetisches Bauteil (beispielsweise aus einem Polymer) verwendet werden, wodurch die bewegte Masse verringert wird. Die weichmagnetischen Strukturen können entweder direkt auf der FGL-Brücke abgeschieden, oder durch einen zusätzlichen Montageschritt aufgebracht werden. Beide Methoden erhöhen jedoch die Komplexität der Herstellung. Eine weitere Variante in dieser Klasse ist der Aktor mit einer magnetischen Formgedächtnislegierung (MFGL) wie beispielsweise Ni-Mn-Ga. Diese Legierungen sind unterhalb von T_C weichmagnetisch [89]. Somit übernimmt die MFGL-Brücke selbst die weichmagnetischen Eigenschaften des Rückhaltesystems. Es werden dadurch keine weiteren weichmagnetischen Strukturen benötigt, was die bewegte Masse deutlich minimiert. Jedoch werden solche MFGL-Dünnschichten in der Regel durch Sputtern hergestellt [90], wodurch die wirtschaftlich erreichbare Schichtdicke kleiner $10\mu\text{m}$ ist. Mit solch dünnen Schichten kann das Potential des magnetischen Feldes nicht voll genutzt werden und die maximal möglichen magnetischen Haltekräfte sind geringer als bei den anderen Varianten. Dies gilt jedoch nur für die in dieser Arbeit gewählte laterale Baugröße von mehreren Millimetern. Bei kleineren Strukturgrößen und einer Zunahme des Schichtdicken- zu Seiten-Verhältnisses, kann dieses Konzept durchaus zum Erfolg führen.

Die Varianten 4 und 5 (Klasse der stabilen Aktoren mit bewegter hartmagnetischer Struktur) sind prinzipiell so aufgebaut wie die Varianten 1 und 2. Dabei sind lediglich die weichmagnetischen mit den hartmagnetischen Strukturen vertauscht. Dies hat den Vorteil, dass die weichmagnetischen Strukturen im Vergleich zu den hartmagnetischen lateral deutlich größer dimensioniert werden können, wodurch das Potential des magnetischen Feldes besser genutzt werden kann. Dies geht auf Kosten der thermischen Stabilität, da das hartmagnetische Material, mit einem niedrigen T_C direkten Kontakt zu den beheizten FGL-Brücken hat. Im Falle von Variante 5 hat diese einen größeren Einfluss, da hier die thermische Senke kleiner ist als in Variante 4 und sich das Material bei einem Schaltvorgang lokal stärker aufheizen würde. Auf Grund der geringen Dimensionen, müsste für Variante 5 die hartmagnetische Schicht durch PVD, in der Regel Sputtern [91] oder durch einen Aufschleuderprozess [92, 93] aufgebracht werden. Diese Schichten erreichen nur einen Bruchteil des magnetischen Energieproduktes von gesinterten Legierungen aus Seltenerden [94], wodurch die maximale magnetische Haltekraft stark minimiert wird. Auch hier gilt wie bei Variante 3, dass bei kleineren Dimensionen diese Variante an Bedeutung zunimmt.

Auf Grund der hier getroffenen qualitativen Bewertung, wurden die Varianten 2 und 4 ausgewählt, um diese zu optimieren, herzustellen und hinsichtlich deren Einsatz in einem Mikroventil zu charakterisieren.

4.3 Systemdesign und Optimierung

Da die Eigenschaften der zum Aufbau eines bistabilen Magneto-FGL-Aktors notwendigen Teilsysteme (antagonistischer Schalter und magnetisches Rückhaltesystem) und zudem die Interaktion dieser Teilsysteme unbekannt ist, muss die Entwicklung und Optimierung

in mehreren Schritten erfolgen. Abbildung 4.4 zeigt in einem Flussdiagramm das Vorgehen und somit auch den Aufbau dieses Kapitels. Sämtliche Designregeln für den antagonistischen Schalter und das magnetische Rückhaltesystem hängen vom definierten Layout der NiTi-Brücken ab. Darum wird hier der Entwicklungsprozess direkt mit den endgültigen Layout der Brücken aufgezeigt.

4.3.1 Der antagonistische Schaltmechanismus

Der antagonistische Schalter AS ist für die beiden Varianten V2 und V4 (siehe Tabelle 4.1) gleich aufgebaut. Dabei werden zwei FGL-Brücken relativ zueinander durch einen Abstandhalter vorgespannt (siehe Kapitel 4.1). Dieser besteht im Falle von V2 aus einem unmagnetischen und im Falle von V4 aus einem hartmagnetischen Material. Für die Berechnung der notwendigen Parameter des AS spielt dieser Unterschied keine Rolle, weshalb in diesem Abschnitt nicht zwischen den beiden Varianten unterschieden werden muss.

4.3.1.1 Eigenschaften einer einzelnen FGL-Brücke

Um die Anzahl unbekannter Parameter zu minimieren, wurde für die Herstellung der FGL-Brückenstrukturen auf das gut untersuchte FGL-Materialsystem der Ni₅₁-Ti₄₉-Legierungen zurückgegriffen, da

- die Materialeigenschaften bekannt sind (Umwandlungstemperaturen, Streckgrenzen, spezifischer Widerstand siehe Tabelle 4.2).
- das Material bei Einhaltung der Streckgrenzen ohne nennenswerter Ermüdung hohe Kräfte über große Wege hinweg bereitstellt [36].
- es einen bestehenden Strukturierungsprozess gibt [36].
- Folien auf dem Markt erhältlich sind, die bereits in planer Form konditioniert sind.

Phasenzustand	Umwandlungstemperatur		Streckgrenze [%]	ρ [10^{-6} Vm/A]
	Start [°C]	End [°C]		
Austenit	38	55	0,3	8,2
R-Phase	52	45	0,8	7,6
Martensit	7	-45	*bis zu 8	6,6

Tabelle 4.2: Materialeigenschaften von Ni₅₁-Ti₄₉ abhängig vom Phasenzustand. * Die Streckgrenze im Martensit ist stark von der Zyklenzahl und von dem zuvor durchlaufenen Temperaturzyklen abhängig. [6, 36]

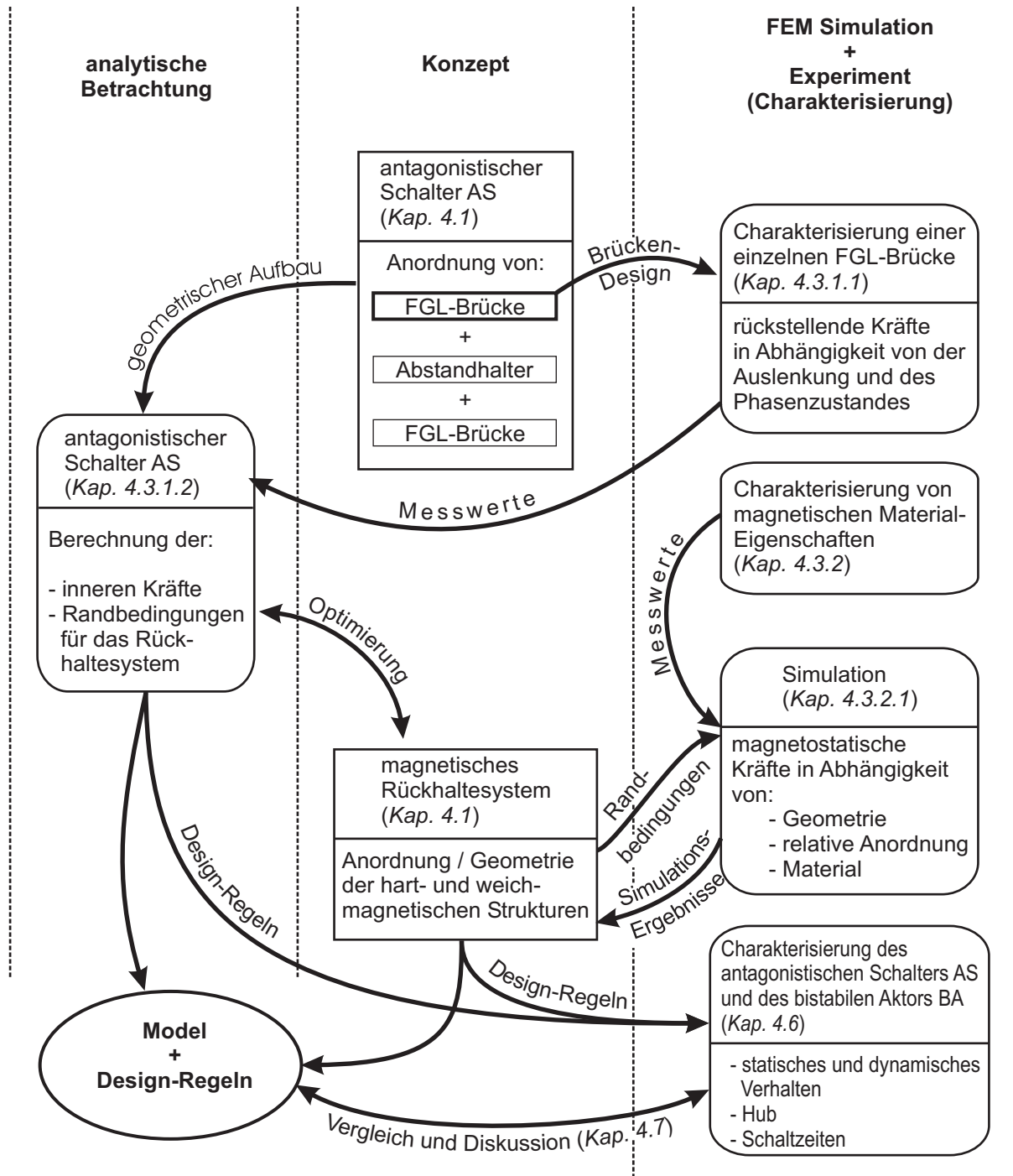


Abbildung 4.4: Flussdiagramm der Vorgehensweise beim Design- und Optimierungsprozess des bistabilen Magneto-FGL-Aktors.

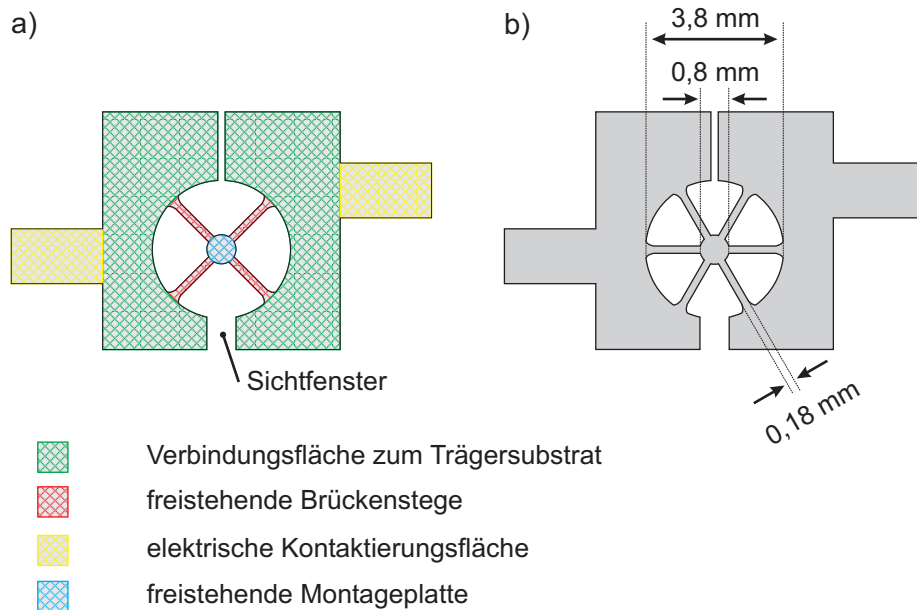


Abbildung 4.5: Brücken-Layout, in Draufsicht, mit a) 4 Stegen und b) 6 Stegen.

Dadurch kann auf vorhergehende Arbeiten [36] aufgebaut und realistische Startwerte definiert werden. Das verwendete Folien-Material mit einer Dicke von $20\ \mu\text{m}$ (nach dem Entfernen der Oxidschicht beträgt die Foliendicke etwa $17\ \mu\text{m}$) kann durch Fotolithografie und einem nass-chemischen Ätzprozess (siehe Abschnitt 4.5.1) nahezu beliebig zweidimensional strukturiert werden. Als ideale Struktur für den hier gezeigten Anwendungsfall, bei dem die Kräfte senkrecht zur Oberfläche der Brücken wirken, ist eine Wagenradstruktur (siehe Abbildung 4.5). Diese leitet die mechanischen Kräfte radialsymmetrisch über die einzelnen Stege in den Bereich, in denen die Brücken fest mit dem Aktorträger verbunden sind, ein. Zudem bietet diese Struktur eine hohe Torsionssteifigkeit der zentralen Montageplatte. Dies ist von Vorteil, da im realen System die Kräfte nicht immer senkrecht wirken. Das Layout ist so gewählt, dass die Brücken für beide Varianten einsetzbar sind. Da in der Optimierungsphase eine optische Beobachtung des Auslenkungsverhaltens möglich sein soll, wird in das Layout eine Aussparung eingefügt. Diese dient bei der seitlichen Betrachtung als Sichtfenster für das Videomikroskop.

Abbildung 4.6 zeigt den verwendeten Messaufbau für die Charakterisierung der rückstellenden Kraft der NiTi-Brücken in Abhängigkeit von der Auslenkung und des Phasenzustandes. Dazu wird eine NiTi-Brücke mit einem keramischen Trägersubstrat verbunden. Dieses kann mit einem elektrisch ansteuerbaren Mikrometertisch relativ zur Kraftmessdose des Elastometers verfahren werden. Ein mit der Kraftmessdose starr verbundener Mikrohaken befindet sich dabei unterhalb der zentralen Montageplatte der NiTi-Brücke. Durch Variation des Abstandes kann die Auslenkung e der Brücke eingestellt und die entsprechend wirkende Kraft bestimmt werden. Mit einem Videomikroskop wird die Auslenkung zwischen Oberkante des Hakens und Oberseite des Keramiksubstrates bestimmt. Um den Phasenzustand der Brücke zwischen rhomboedrischer Phase (bei Raumtempe-

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

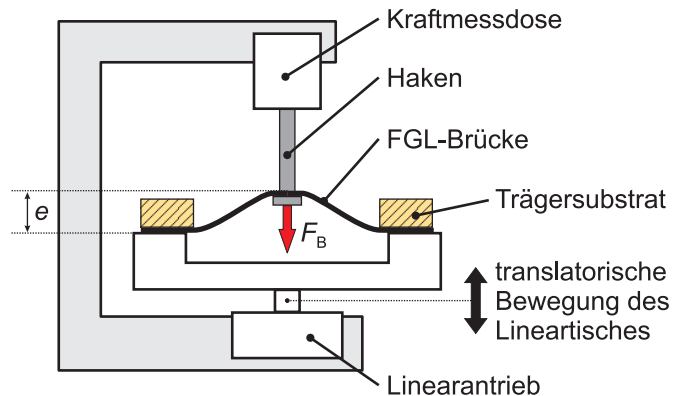


Abbildung 4.6: Schematisches Schnittbild des Messaufbaus zur Bestimmung des Kraft-Weg-Verhaltens.

ratur) und austenitischer Phase ($T > 50\text{ °C}$) zu ändern, wird diese mit Strom beheizt. Dazu werden die Kontaktflächen mit einer elektrischen Spannung beaufschlagt und es kommt zu einem Stromfluss zwischen den Kontaktflächen. Da der Gesamtquerschnitt aller Brückenstege deutlich geringer ist als im Bereich der Kontaktflächen, steigt hier die Stromdichte an, was zu einer lokalen Erwärmung führt.

Abbildung 4.7 zeigt die so gewonnenen Messdaten für die in Abbildung 4.5 gezeigten Layouts mit 4 und 6 Stegen. In beiden Fällen beträgt die gesamte Brückenlänge $l_B = 3,8\text{ mm}$, der Durchmesser der Montageplatte $\varnothing_{MP} = 0,8\text{ mm}$, die Stegbreite $b_S = 0,18\text{ mm}$ und die Stegdicke $d_S = 0,017\text{ mm}$. Die Auslenkung e ist hierbei definiert als die maximale Verschiebung relativ zur planen Ausgangslage der Brücke. Der Bereich der Montageplatte wird dabei nicht deformiert. Abbildung 4.8 illustriert das vereinfachte mathematische Modell zur Berechnung der Dehnung ε und der Kräfte innerhalb der Brückenstege unter der Annahme eines elastischen Materialverhaltens. Dabei wird angenommen, dass es lediglich zu einer Längenänderung und nicht zu einer Durchbiegung der Brückenstege kommt. Für die Länge eines einzelnen unbelasteten Brückensteiges gilt Gleichung 4.1 und für einen gedehnten Gleichung 4.2. Mit dem Satz des Pythagoras lässt sich $\varepsilon(e)$ mit der gegebenen Steglänge l_S berechnen (siehe Gleichung 4.3). Die erlaubten Streckgrenzen für die R- und austenitische Phase sind in Abbildung 4.7 markiert.

Die rückstellende Kraft F_B der FGL-Brücke ist, wie Gleichung 4.4 zeigt, abhängig von der Auslenkung e , sowie von den geometrischen und materialspezifischen Eigenschaften der Brückenstruktur. Dabei ist der Elastizitätsmodul von e und vom Phasenzustand des Materials abhängig [36]. Im Falle der in Abbildung 4.7 aufgeführten Messwerte wird lediglich die Gesamtquerschnittsfläche der Stege $A_{SG} = n \cdot b_S \cdot d_S$ um den Faktor 1,5

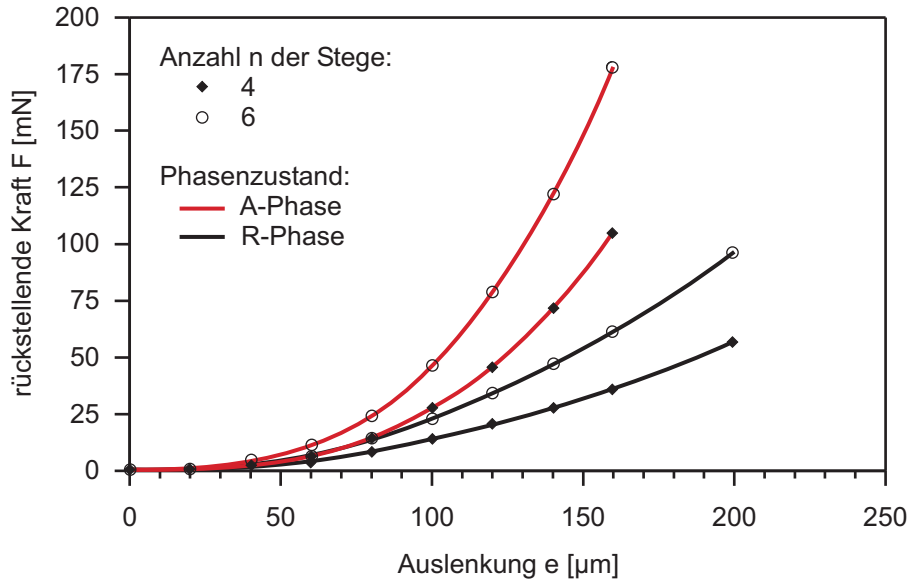


Abbildung 4.7: Auslenkungs abhängige Kraft für eine einzelne NiTi-Brücke mit 4 und 6 Stegen.

vergrößert (von $n = 4$ auf $n = 6$), was im Messergebnis bestätigt wird.

$$l_S = \frac{l_B - \varnothing_{MP}}{2} \quad (4.1)$$

$$l_S + \Delta l_S = l_S \cdot (1 + \varepsilon) \quad (4.2)$$

$$\varepsilon(e) = \frac{\sqrt{e^2 + l_S^2}}{l_S} - 1 \quad (4.3)$$

$$F_B(e, Phase) = n \cdot b_S \cdot h_S \cdot \frac{E(e, Phase) \cdot \varepsilon(e) \cdot e}{l_S \cdot (1 + \varepsilon(e))} \quad (4.4)$$

4.3.1.2 Kräfte im antagonistischen Schaltmechanismus

Im antagonistischen Schalter sind zwei der im Abschnitt 4.3.1.1 gezeigten FGL-Brücken gegeneinander vorgespannt, so dass die rückstellenden Kräfte in entgegengesetzter Richtung wirken. Abbildung 4.9 zeigt die dabei wirkenden Kräfte F_1 und F_2 für die Brücken B1 und B2 in Abhängigkeit von der Verschiebung x des Abstandshalter für den Fall des unbelasteten Schalters. Die dafür verwendeten Werte stammen aus der Charakterisierung einer einzelnen FGL-Brücke mit 4 Stegen. Die Gesamtvorauslenkung D_V ist durch den Höhenunterschied zwischen dem Abstandshalter und dem Trägersubstrat $D_V = h_A - h_T$ definiert einstellbar (siehe schematisches Schnittbild in Abbildung

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

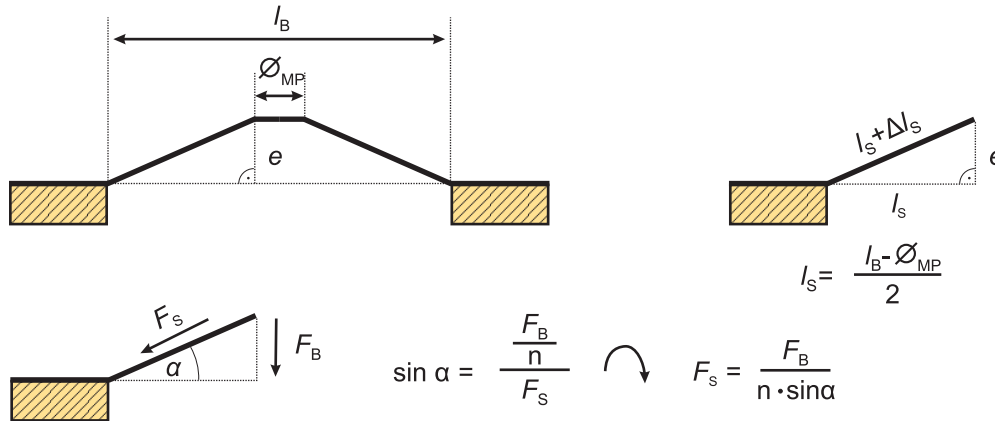


Abbildung 4.8: Schema des vereinfachten mathematischen Modells zur Berechnung der Dehnung und Kräfte in den Brückenstegen.

4.9). Nach dem Vorspannen beider FGL-Brücken bei Raumtemperatur (RT), wird das Kräftegleichgewicht KE_0 im Ausgangszustand erreicht, der zugleich als Nullpunkt für die Verschiebung definiert wird. Da beide FGL-Brücken dasselbe mechanische Verhalten besitzen, liegt dieser in der vertikalen Symmetrieebene des Trägersubstrates. Für die Auslenkungen e_1 und e_2 der FGL-Brücken B1 und B2 gilt in Abhängigkeit von der Verschiebung x folglich:

$$e_1(x) = \frac{D_V}{2} + x \quad (4.5)$$

$$e_2(x) = \frac{D_V}{2} - x \quad (4.6)$$

Wird eine der beiden FGL-Brücken erhitzt, ändert sich deren Phasenzustand. Dies führt zu einer Erhöhung des Elastizitätsmoduls und somit steigt auch die rückstellende Kraft. Das wiederum verursacht eine Verschiebung des Abstandhalters bis die Kraft der erhitzten Brücke (mit nun verringerter Auslenkung) der Kraft der kalten Brücke (mit vergrößerten Auslenkung) entspricht. Für die beiden Kräftegleichgewichte KE_1 und KE_0 gilt:

$$F_1(x) = F_1\left(\frac{D_V}{2} + x\right) = F_2(x) = F_2\left(\frac{D_V}{2} - x\right) \quad (4.7)$$

KE_1 mit der Brücke B1 in A- und Brücke B2 in R-Phase $\rightarrow F_{1A}, x_{E1} < 0$

KE_2 mit der Brücke B2 in A- und Brücke B1 in R-Phase $\rightarrow F_{2A}, x_{E2} > 0$

Die Kräftegleichgewichte mit den entsprechenden Verschiebungen bestehen nur so lange die jeweiligen Phasenzustände aufrecht erhalten bleiben. Um bistabiles Verhalten zu erlangen, benötigt man eine vom Rückhaltesystem zusätzlich erzeugte Kraft in diesen Positionen, die zwischen ΔF_{\min} und ΔF_{\max} liegen muss. ΔF_{\min} ist die minimal benötigte Kraft, um die Schaltzustände ohne Beheizung stabil zu halten und ΔF_{\max} die maximal

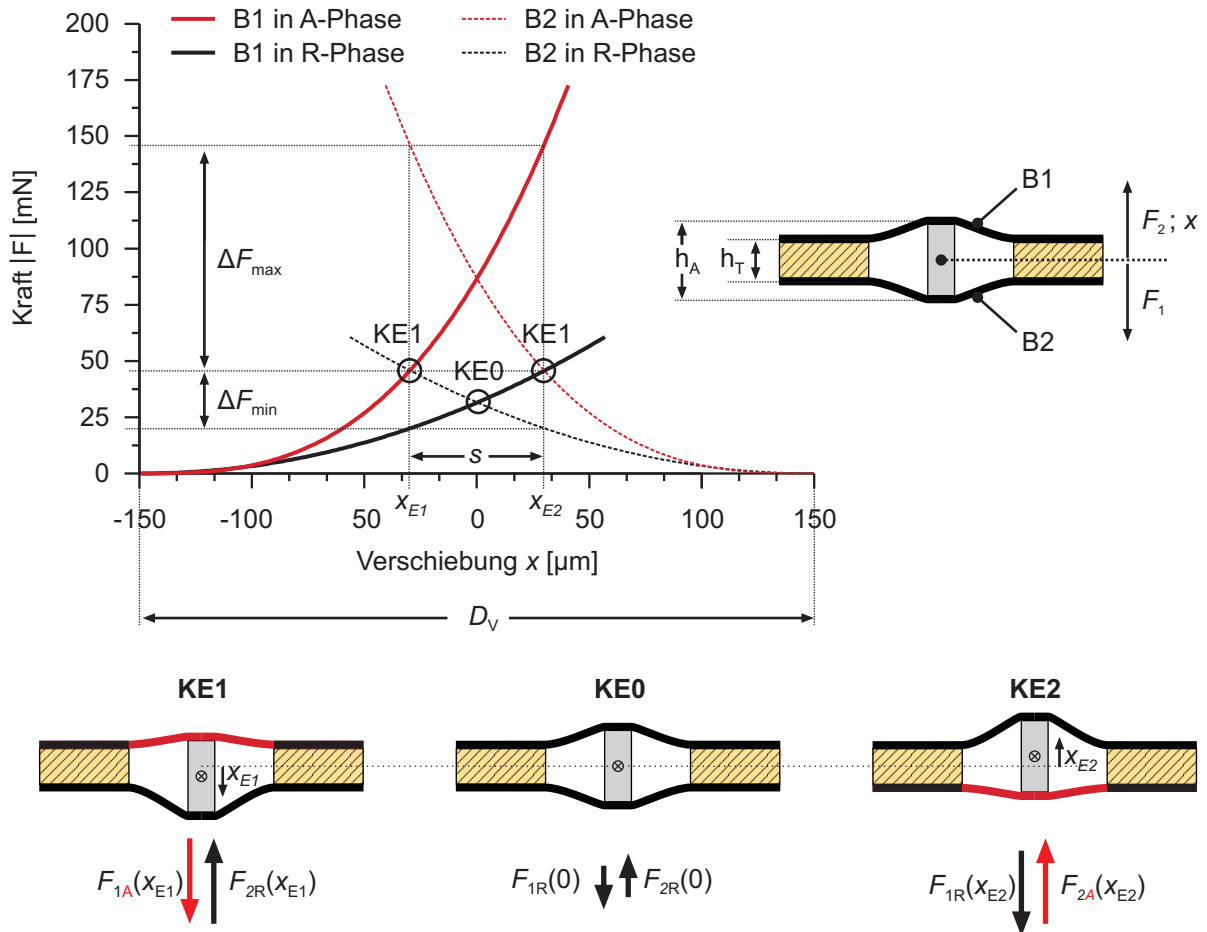


Abbildung 4.9: Rückstellende Kräfte der beiden Brückenstrukturen in Abhängigkeit von der Verschiebung des Abstandhalters und des Phasenzustandes der Brücken bei einer Gesamt vorauslenkung von $D_V = 300 \mu\text{m}$. Die drei möglichen Kräftegleichgewichte (KE0, KE1 und KE2) sind mit Kreisen im Graphen markiert und schematisch mit den wirkenden Kräften illustriert.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

zulässige Kraft des Rückhaltesystems, um dennoch den Schalter zwischen den beiden stabilen Schaltzuständen hin- und herzuschalten zu können. Die Grenzkräfte sind bei einem symmetrischen Layout für beide Schaltzustände gleich. Es gilt (hier am Beispiel für das Kräftegleichgewicht KE_2):

$$\Delta F_{\min} = F_{1R}(x_{E2}) - F_{2R}(x_{E2}) \quad (4.8)$$

$$\Delta F_{\max} = F_{1A}(x_{E2}) - F_{2R}(x_{E2}) \quad (4.9)$$

Mit den Gleichungen 4.7, 4.8 und 4.9, den gewonnenen Messdaten für eine einzelne FGL-Brücke und den Bedingungen für die beiden Kräftegleichgewichte, lassen sich ΔF_{\min} und ΔF_{\max} berechnen.

Mit den aus Gleichung 4.7 bestimmten Verschiebungen x_{E1} und x_{E2} ergibt sich für den maximalen Hub s des AS:

$$s = x_{E2} - x_{E1} \quad (4.10)$$

Die für die Auslegung des magnetischen Rückhaltesystems wichtigen Parameter s , ΔF_{\min} und ΔF_{\max} sind von der Gesamt vorauslenkung D_V abhängig und in Abbildung 4.10 dargestellt. Die für die Berechnung notwendigen Funktionen sind mit der Levenberg-Marquardt-Methode aus den Werten der einzeln charakterisierten FGL-Brücke approximiert. Da keine Messwerte oberhalb der Streckgrenze in der austenitischen Phase vorhanden sind, müssen hier die Werte für $D_V > 300 \mu\text{m}$ als reine Abschätzung betrachtet werden. In diesem Falle, befindet sich die zu erheizende Brücke jedoch nur kurzzeitig oberhalb der Streckgrenze, da sich deren Auslenkung e unmittelbar bei Beginn der Verschiebung verkleinert.

4.3.2 Das magnetische Rückhaltesystem

Die erzeugte magnetostatische Kraft ΔF_{mag} des Rückhaltesystems hängt von der Geometrie der hart- und weichmagnetischen Strukturen, deren räumlichen Anordnung und von deren magnetischen Materialeigenschaften ab (siehe Abschnitt 2.1.2). Zusammen mit den in Abschnitt 4.3.1.2 berechneten Parametern des AS, ergeben sich folgende Randbedingungen für die Auslegung und Optimierung des magnetischen Rückhaltesystems:

Kräfte und Hub des antagonistischen Schalters

Die erzeugte magnetostatische Kraft ΔF_{mag} muss innerhalb der Grenzkräfte ΔF_{\min} und ΔF_{\max} liegen. Ist diese kleiner ΔF_{\min} , so kann kein bistabiles Verhalten erreicht werden, da die Punkte $KE1$ und $KE2$ nicht gehalten werden können. Ist $\Delta F_{\text{mag}} > \Delta F_{\max}$ kann nicht zwischen den beiden stabilen Schaltpositionen hin- und hergeschaltet werden, da die bei der Phasenumwandlung (von der R- in die A-Phase) zusätzlich gewonnene

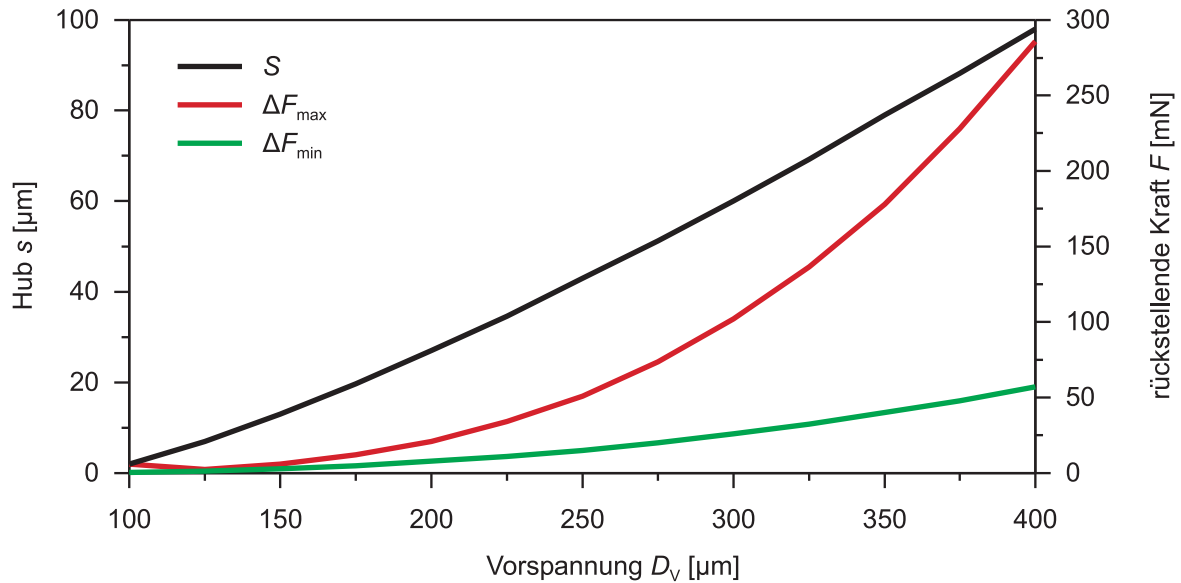


Abbildung 4.10: Hub s , ΔF_{\min} und ΔF_{\max} in Abhängigkeit von der Vorspannung D_V ($n=4$).

Kraft, nicht ausreicht um den Schalter zu lösen. Dabei ist ΔF_{mag} auch von dem maximal möglichen Hub s abhängig, da dieser den Abstand der hart- und weichmagnetischen Strukturen relativ zueinander definiert. Der Hub s und die Grenzkraften sind alle von der Gesamtvorauslenkung D_V des AS abhängig (siehe Tabelle 4.3).

D_V	s [μm]	ΔF_{\min} [mN]	ΔF_{\max} [mN]
200	27	8	21
250	43	15	51
300	60	26	102
350	79	40	178
400	98	57	286

Tabelle 4.3: Basierend auf der Messung einer einzelnen Brücke ($n = 4$) berechnete Werte (Hub s ; minimal notwendige Kraft ΔF_{\min} ; maximal erlaubte Kraft ΔF_{\min}) für einen antagonistischen Schalter abhängig von der Gesamtvorauslenkung.

Geometrie der hart- und weichmagnetischen Strukturen

Die Randbedingungen für die Geometrien sind durch das Layout der Varianten V2 und V4, deren Herstellbarkeit und Integrierbarkeit definiert. Im Falle der hartmagnetischen Strukturen spielt die kommerzielle Verfügbarkeit ebenso eine wichtige Rolle. Die Auswahl wurde auf rotationssymmetrische Geometrien beschränkt, da diese eine möglichst geringe Anzahl an Kanten aufweisen, die zu einer magnetischen Feldüberhöhung führen. Die gewählten Randbedingungen sind in Tabelle 4.4 aufgelistet.

	hartmagnetischer Zylinder		weichmagnetische Scheiben	
	\varnothing_M	h_M	\varnothing_{WS}	h_{WS}
V2	$\leq 3 \text{ mm}$	$\leq 3 \text{ mm}$	$\leq 0,8 \text{ mm}$	$\leq 0,2 \text{ mm}$
V4	$\leq 0,8 \text{ mm}$	$\leq 3 \text{ mm}$	$\leq 3,8 \text{ mm}$	$\leq 1 \text{ mm}$

Tabelle 4.4: Geometrische Randbedingungen für die hart- und weichmagnetischen Strukturen.

Magnetische Materialeigenschaften

Um hohe magnetostatische Kräfte zu erzeugen, muss das hartmagnetische Material eine möglichst hohe Remanenz B_R und Energiedichte $B \cdot H$ aufweisen. Im Falle von V4 muss zudem die maximale Arbeitstemperatur $<90 \text{ }^\circ\text{C}$ sein, da hier die hartmagnetische Struktur in direktem Kontakt mit den beheizten FGL-Brücken steht. Weil bei der Variante V4 die hartmagnetische Struktur bewegt wird, sollte deren Dichte gering sein. In Tabelle 4.5 sind die typischen Eigenschaften von mehreren kommerziell erhältlichen hartmagnetischen Stoffe (gesintertes NdFeB, SmCo und Hartferrit) sowie kunststoffgebundenes NdFeB und Hartferrit aufgelistet. Mittels Siebdruck und Fotolitografie lassen sich in Wachs oder Fotolacken individuell dimensionierte Dickschichten herstellen [92–94]. Eine weitere Methode ist das Magnetronspütern von SmCo oder NdFeB. Die magnetischen Eigenschaften und die mit dieser Methode erreichbaren Schichtdicken sind im Vergleich zu den zuvor genannten Materialien um Größenordnungen schlechter und deshalb in der Tabelle nicht aufgeführt [91, 95].

	Strukturierbarkeit (soweit im Rahmen dieser Arbeit möglich)	Energiedichte (B^*H) _{max} [kJ/m ³]	Remanenz [mT]	Dichte [g/cm ³]	Typische maximale Arbeits Temperatur [°C]
NdFeB (gesintert)	-nicht möglich- Geometrie ist vom kommerziellen Angebot abhängig	100 - 330	800 - 1300	~7,5	90 - 220
SmCo (gesintert)	-nicht möglich- Geometrie ist vom kommerziellen Angebot abhängig	155 - 220	600 - 1100	~8,3	150 - 350
Hartferit (gesintert)	-nicht möglich- Geometrie ist vom kommerziellen Angebot abhängig	10 - 32	200 - 400	~4,8	125 - 250
Kunststoffgebundenes Hartferit (Spritzguß)	mechanische Strukturierung bedingt möglich (z.B. fräsen)	3,5 - 17	140 - 295	~3,5	130
Kunststoffgebundenes NdFeB (Spritzguß)	mechanische Strukturierung bedingt möglich (z.B. fräsen)	22 - 45	180 - 530	~5	130
Wachs- oder kunststoffgebundenes NdFeB	Strukturierung durch LIGA-Verfahren Heißprägen / Fotolithografie möglich	15 - 40	240 - 500	~6	100

Tabelle 4.5: Magnetische Eigenschaften ausgewählter hartmagnetischer Materialien.

Die magnetischen Materialeigenschaften ausgewählter weichmagnetischer Materialien werden durch AGM-Messungen bestimmt. Die Untersuchung beschränkt sich hierbei auf Mu-Metalle und weichmagnetische Stähle. Mu-Metalle sind Ni-Fe Legierungen und weisen eine sehr hohe Permeabilität auf, wodurch sie auch bei geringer magnetischer Feldstärke ein hohes spezifisches magnetisches Moment erzeugen. In Abbildung 4.11 sind die AGM-Messergebnisse der kommerziell erhältlichen Materialien Mu-Metall® und Vitrovac® im Vergleich zu einer am IMT galvanisch abgeschiedenen Ni-Fe-Legierung aufgetragen. Die Messungen zeigen, dass alle Materialien eine ähnliche Permeabilität ($20000 < \mu_r < 55000$) aufweisen, wohingegen die Sättigungs-Magnetisierung der galvanisch hergestellten Schicht signifikant oberhalb der kommerziell erworbenen Materialien liegt. Es ist festzustellen, dass durch die Laserstrukturierung des Mu-Metall's, dessen Permeabilität bei gleichbleibender Sättigungs-Magnetisierung sinkt. Dies kann auf den Wärmeeintrag bei der Strukturierung zurückgeführt werden. Darum ist bei gewünschter hoher Permeabilität eine alternative Strukturierung mit geringerem Wärmeeintrag notwendig. Tabelle 4.6 führt die durch AGM-Messungen bestimmte spezifische Sättigungs-Magnetisierungen $M(S)$ und spezifische Remanenz-Magnetisierung $M(R)$ aller untersuchter Materialien auf.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

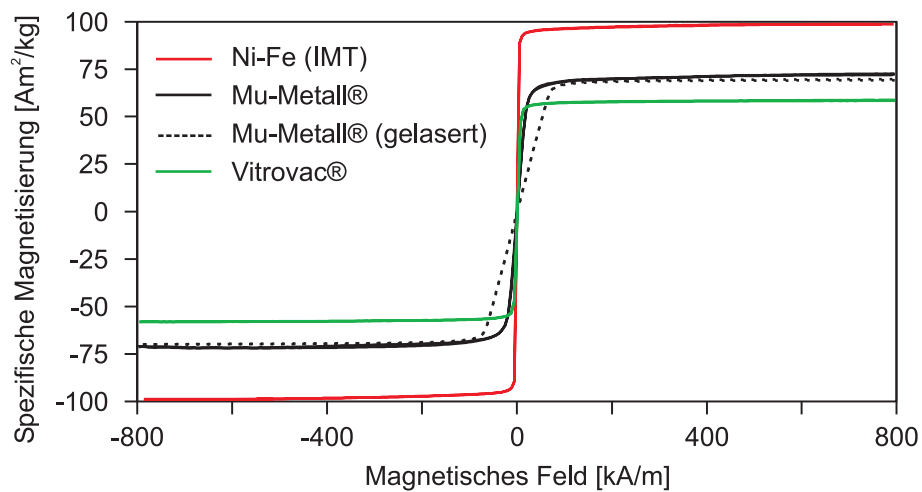


Abbildung 4.11: Mittels AGM-Messungen charakterisierte spezifische Magnetisierung über das beaufschlagte magnetische Feld verschiedener Mu-Metalle.

	M(R) [Am ² /kg]	M(S) [Am ² /kg]	Mikro-Strukturierbarkeit		
			Komplexität der Methode	Strukturtreue	Oberflächengüte
NiFe (IMT / elektrochemisch)	2,48	98,84	4	1	2
Mu-Metall®	0,38	71,82	2	3	3
Mu-Metall® (gelasert)	0,16	69,43	2	3	3
Vitrovac®	0,42	58,73	2	3	3
Automatenstahl (9S20K)	28,98	235,32	1,5	3	3
Werkzeugstahl (90MnV8)	13,33	186,67	3	2	2
Baustahl (ST52)	7,90	157,73	2	3	3
Silberstahl (115CrV3 / 1.2210)	13,24	199,22	1,5	3	3

Tabelle 4.6: Spezifische Sättigungsmagnetisierung $M(S)$ und Remanenzmagnetisierung $M(R)$, sowie die nach Schulnoten bewertete Mikro-Strukturierbarkeit, verschiedener Materialsysteme.

4.3.2.1 Geometrische Optimierung durch FEM-Simulation

Die hier für die Varianten 2 und 4 gezeigten geometrischen Optimierungen sind alle mit denselben Materialparametern durchgeführt worden und normiert dargestellt. Dadurch können die idealen geometrischen Parameter gefunden werden. Im letzten Schritt der Optimierung werden die Simulationsergebnisse der Gesamtsysteme mit idealer Geometrie und mit zwei unterschiedlichen weichmagnetischen Materialien durchgeführt, um eine Abschätzung der absoluten Haltekräfte zu bekommen.

Geometrische Optimierung der Variante V2

Um die Rechenzeit zu reduzieren wird das gesamte Rückhaltesystem mit zwei weichmagnetischen Scheiben und zwei hartmagnetischen Zylindern, auf Grund der zwei Symmetrieebenen, in ein einfacheres Teilsystem unterteilt (siehe Skizze in Abbildung 4.12). Im ersten Optimierungs-Schritt wird das ideale Durchmesser-Verhältnis $\varnothing_M/\varnothing_{WS}$ und der Einfluss der Magnethöhe h_M untersucht. Zwischen der weichmagnetischen Scheibe und dem Magneten mit variabler Höhe und Durchmesser befindet sich ein Luftspalt von 0,001 mm. Der Durchmesser \varnothing_{WS} und die Dicke d_{ws} der weichmagnetischen Scheibe sind in diesem Optimierungs-Schritt fest definiert. Der Durchmesser entspricht hier dem Maximum der genannten Randbedingungen (siehe Abschnitt 4.3.2). Wird die normierte magnetostatische Kraft F_{mag} über das Verhältnis $\varnothing_M/\varnothing_{WS}$ aufgetragen (siehe Abbildung 4.12), zeigt sich ein Optimum bei $\varnothing_M/\varnothing_{WS} = 0,94$ für alle Magnethöhen. Dieses gilt für sämtliche \varnothing_{WS} . Es ergibt sich für $\varnothing_{WS} = 0,8 \text{ mm}$, ein Optimum des Magnetdurchmessers \varnothing_M von 0,752 mm. Dieses Verhalten ist dadurch zu erklären, dass sich bei $\varnothing_M > \varnothing_{WS}$ sich die weichmagnetische Scheibe nicht mehr im Feldbereich mit dem größtem Feldgradienten² befindet und bei $\varnothing_M/\varnothing_{WS} < 0,94$ die Gesamtflussdichte linear abnimmt. Abbildung 4.13 zeigt dies für verschiedene Durchmesser-Verhältnisse anhand der magnetischen Flussdichte $|B|$, die über eine Linie aufgenommen (siehe Abbildung 4.13 b) wird. Zudem ist zu beobachten, dass mit sinkender Magnethöhe die maximale Kraft F_{mag} auf Grund der damit sinkenden Gesamtflussdichte abnimmt ($h_M = 2 \text{ mm} \rightarrow 100 \%$; $h_M = 1 \text{ mm} \rightarrow 97 \%$; $h_M = 0,5 \text{ mm} \rightarrow 88 \%$).

Im zweiten Optimierungs-Schritt mit dem vereinfachten Modell wird der Einfluss der Scheibendicke d_{WS} auf die maximal mögliche magnetostatische Kraft untersucht. Abbildung 4.14 zeigt das Simulationsergebniss für eine Dickenvariation von 0,02 mm bis 1,5 mm. Es zeigt sich, dass mit steigender Scheibendicke F_{mag} zunächst stark ansteigt und dann konvergiert. Da eine möglichst große Kraft bei geringem Gewicht und Baugröße angestrebt wird, kann der Bereich $0,2 \text{ mm} < d_{WS} < 0,4 \text{ mm}$ als optimal definiert werden.

Beim Übergang vom vereinfachten Modell zum kompletten Rückhaltesystem werden zunächst der Einfluss der Magnetisierungsrichtung beider Magnete und die Höhe des Abstandhalters h_A untersucht. Abbildung 4.15 zeigt das Simulationsergebnis für einen angenommenen Hub von $s = 0,07 \text{ mm}$ und mit den Abständen $x = 0,001 \text{ mm}$ sowie $x = 0,016 \text{ mm}$ zum oberen Magneten. Zudem wird die Simulation einmal mit gleich-

²Dies ist der Kantenbereich eines Magneten (siehe Abschnitt 2.1.2).

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

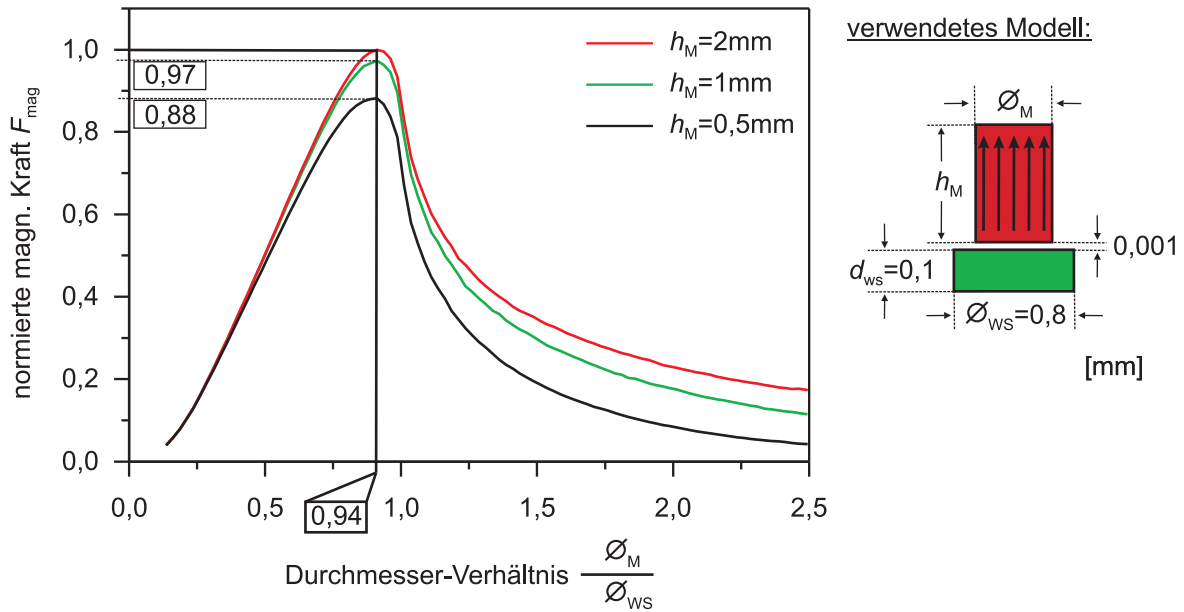


Abbildung 4.12: Auswirkung des Durchmesser-Verhältnisses $\varnothing_M/\varnothing_{\text{WS}}$ auf die magnetostatische Kraft F_{mag} , für verschiedene Magnethöhen h_M .

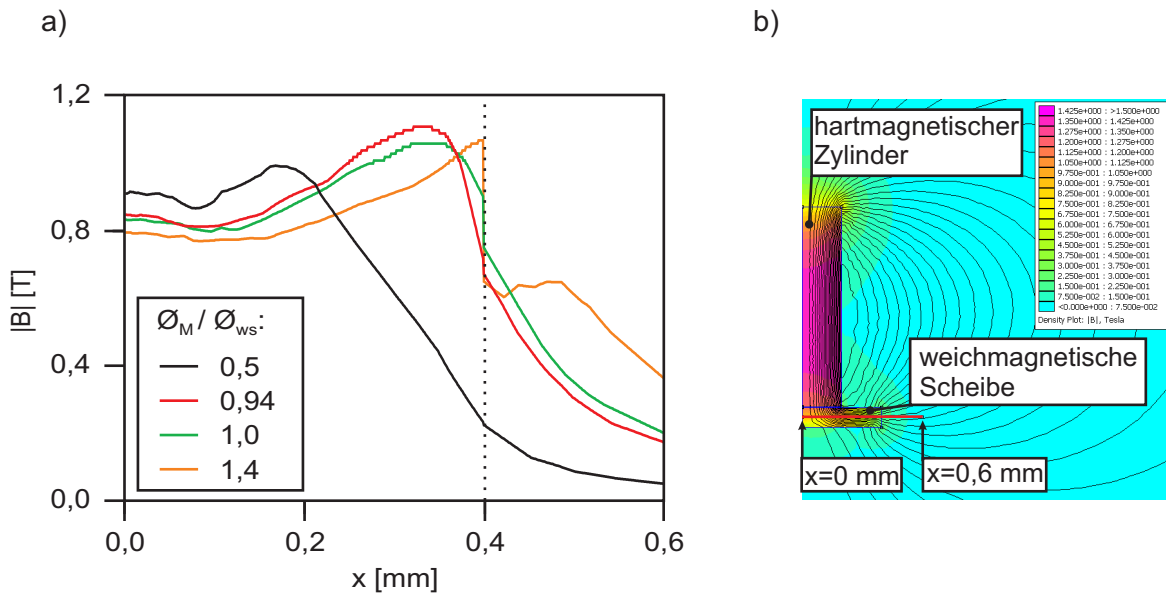


Abbildung 4.13: Linienplot der magnetischen Flussdichte a) B -Linienplot für verschiedene Durchmesser-Verhältnisse. b) FEM-Modell mit eingezeichneter Linie (von $x=0$ bis $x=0,6$ mm), deren Werte im Linienplot aufgetragen sind.

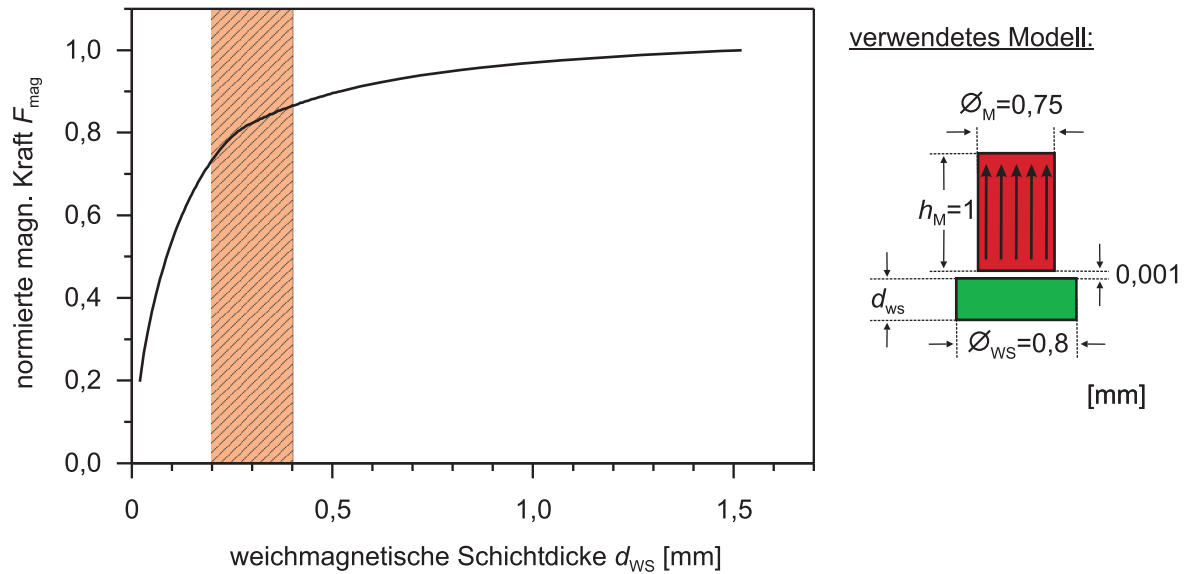


Abbildung 4.14: Normierte maximale magnetostatische Kraft F_{mag} in Abhängigkeit von der weichmagnetischen Schichtdicke d_{ws} (V2).

($M_1 = M_2$) und entgegengerichteter Magnetisierung ($M_1 = -M_2$) durchgeführt. Es zeigt sich, dass die Magnetisierungsrichtung in dem Bereich $0,5 \text{ mm} < h_A < 1,1 \text{ mm}$, keinen signifikanten Einfluss auf die resultierende magnetostatische Kraft F_{mag} hat. Bei Höhen des Abstandhalters von $h_A < 0,3 \text{ mm}$ ist ein geringer Anstieg der resultierenden Kraft festzustellen. Da aber bei einem angenommenen Hub von $s = 0,07 \text{ mm}$ eine Gesamt vorauslenkung des antagonistischen Schalters von mindestens $D_V = 0,3 \text{ mm}$ benötigt wird, ergibt sich bei einem verwendeten Trägersubstrat mit $h_T = 0,2 \text{ mm}$ und der Bedingung $D_V = h_A - h_T$ eine minimale Höhe des Abstandhalters von $h_A = 0,5 \text{ mm}$. Auf Grund der vom AS gegebenen Randbedingungen liegen demzufolge alle möglichen Höhen des Abstandhalters innerhalb des Bereiches, in welchem sie keinen Einfluss auf die resultierende Kraft ΔF_{mag} haben.

Durch Simulation des gesamten Rückhaltesystems mit den bereits gewonnenen geometrischen Parametern und den ausgewählten magnetischen Materialeigenschaften wird eine Abschätzung der maximalen Kraft ΔF_{mag} möglich. Abbildung 4.16 zeigt die von verschiedenen konfigurierten magnetischen Rückhaltesystemen erzeugte Kraft ΔF_{mag} in Abhängigkeit von der Verschiebung x . Der Hub beträgt $s = 0,07 \text{ mm}$. Die Simulationen zeigen, dass durch die Änderung der weichmagnetischen Schichtdicke von $0,1$ auf $0,2 \text{ mm}$, der maximale Kraftanstieg mit dem NiFe@IMT (30%) höher ausfällt als mit dem Stahl 9S20K (11%). Bei idealer geometrischer Konfiguration (mit $\varnothing_M = 0,75 \text{ mm}$; und $d_{\text{ws}} = 0,2 \text{ mm}$), erreicht jedoch das Rückhaltesystem mit dem Stahl 9S20K eine um 46% höhere maximale Haltekraft als das System mit NiFe@IMT. Um die Auswirkung ungünstig gewählter Parameter darzustellen, ist eine Konfiguration mit $\varnothing_M = 1,00 \text{ mm}$, $d_{\text{ws}} = 0,1 \text{ mm}$ und dem Material NiFe@IMT dargestellt.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

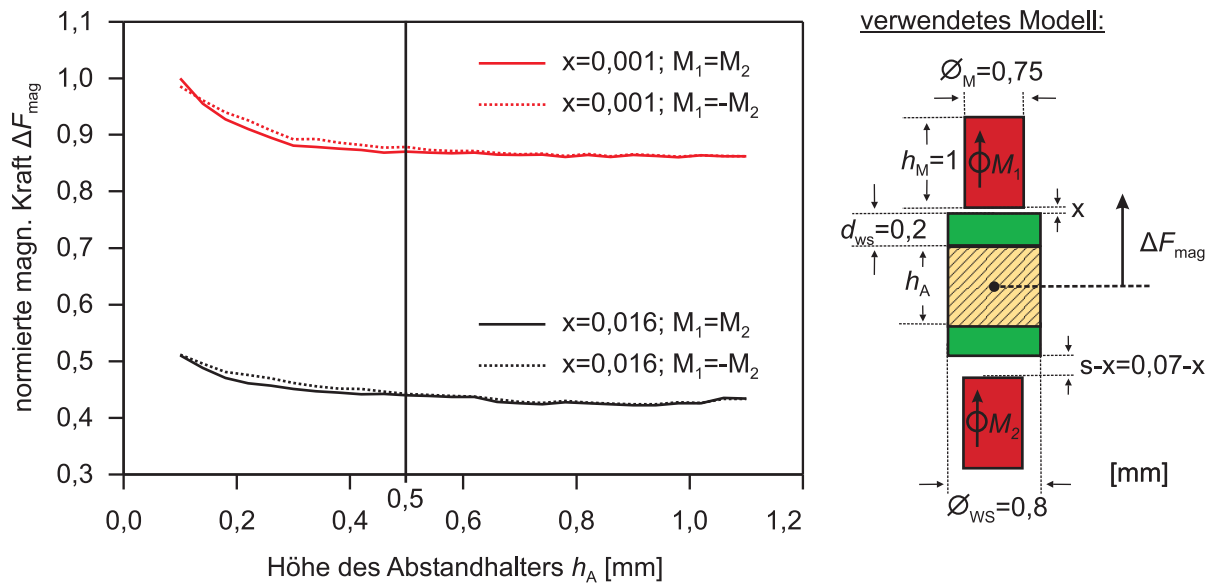


Abbildung 4.15: Normierte maximale magnetostatische Kraft F_{mag} in Abhängigkeit von der Höhe des Abstandhalters h_A und der Magnetisierungsrichtung M .

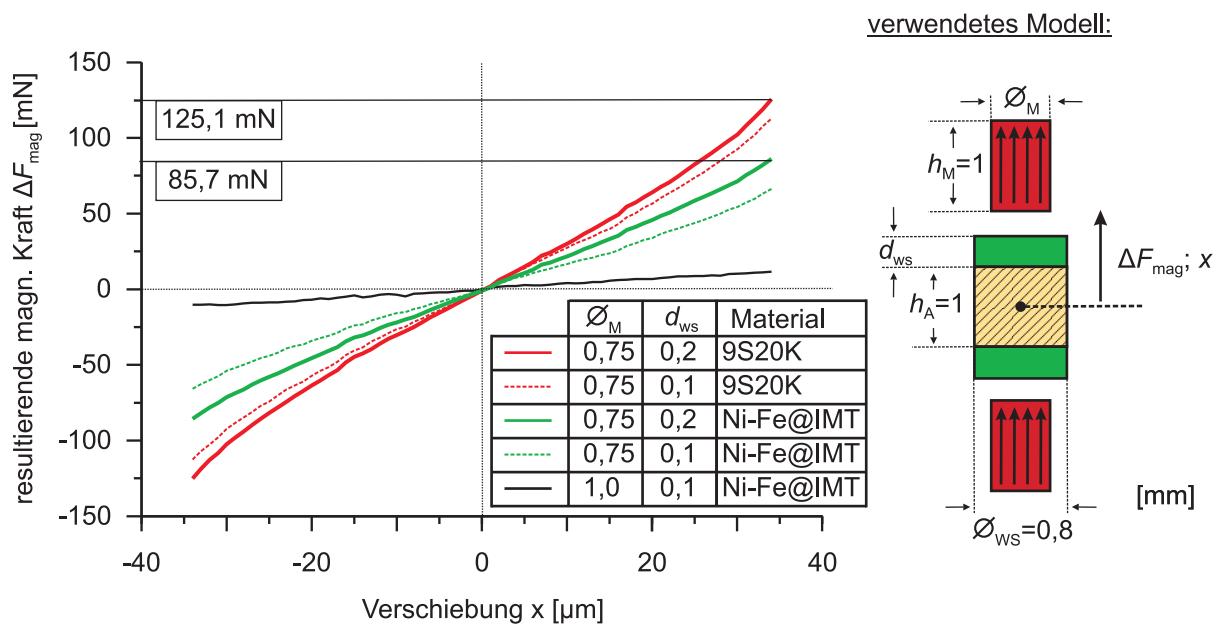


Abbildung 4.16: Resultierende maximale magnetostatische Kraft ΔF_{mag} in Abhängigkeit der Verschiebung x für verschiedene Konfigurationen (V2).

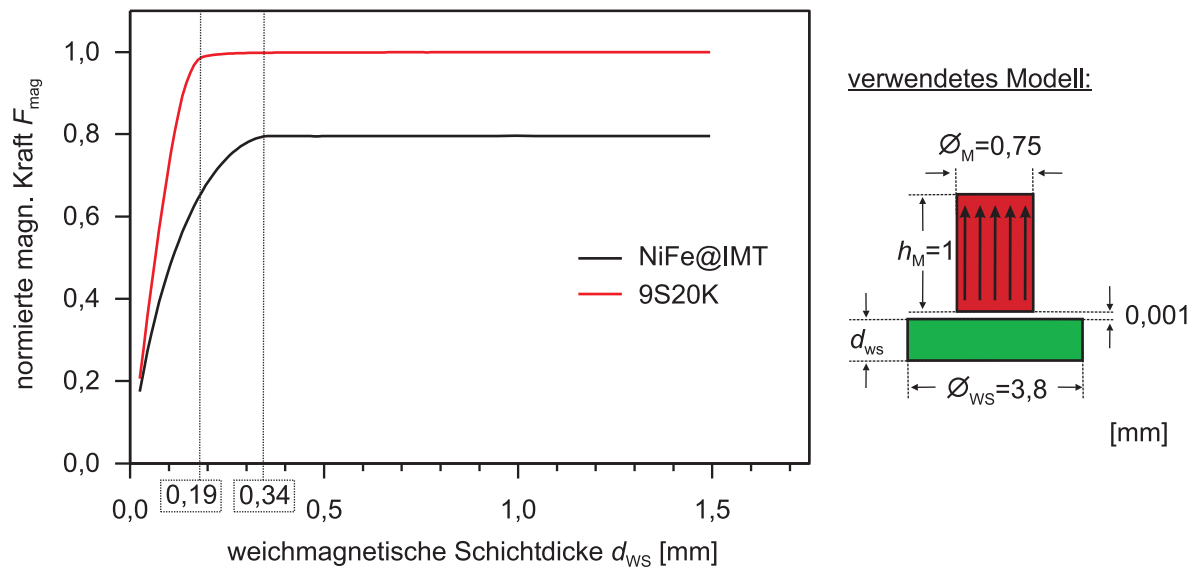


Abbildung 4.17: Normierte maximale magnetostatische Kraft F_{mag} in Abhängigkeit der weichmagnetischen Schichtdicke d_{ws} (V4)

Geometrische Optimierung der Variante V4

Im Falle von V4 ist eine Optimierung der Durchmesser nicht notwendig, da hier bei voller Ausschöpfung der Randbedingungen aus der Tabelle 4.4 bereits ein Optimum besteht. Weil die NdFeB-Magnete kommerziell erworben werden müssen und um die weiteren Ergebnisse mit V2 vergleichen zu können, wird für die folgenden Simulationen \varnothing_{M} auf 0,75 mm gesetzt. Im ersten Optimierungsschritt wird die ideale Schichtdicke d_{ws} der weichmagnetischen Anschläge gesucht. Abbildung 4.17 zeigt die Simulationsergebnisse für die beiden Materialsysteme NiFe@IMT und den Stahl 9S20K. Im Vergleich zur Variante V2 steigen hier die magnetostatischen Kräfte F_{mag} schneller an und bei vollständiger Magnetisierung des weichmagnetischen Materials hat die Erhöhung der Schichtdicke keinen weiteren Einfluss auf die magnetische Kraft F_{mag} . Die idealen Schichtdicken für die Materialsysteme NiFe@IMT und 9S20K betragen jeweils 0,34 mm und 0,19 mm.

Durch Simulation des Gesamtsystems (siehe Abbildung 4.18) wird eine Abschätzung der maximalen Kraft ΔF_{mag} möglich. Die Ergebnisse zeigen die zu erwartende Erhöhung der magnetostatischen Kraft mit zunehmenden weichmagnetischen Schichtdicken, solange nicht die zuvor ermittelten minimalen Schichtdicken der beiden Materialien erreicht wurden. Bei einem Hub von $s=0,07$ mm wird, im Vergleich zur Variante V2, mit NiFe@IMT eine um 28 % und mit 9S20K eine um 41 % höhere maximale Kraft erreicht.

4.3.3 Zusammenfassung der Designregeln

Bei einem gegebenen Brückendesign lassen sich der maximal mögliche Hub s und die minimal benötigte bzw. maximal mögliche Kraft ΔF_{min} und ΔF_{max} des antagonistischen Schalters durch die Gesamtvorauslenkung D_{V} einstellen. Mit dem für diese Arbeit

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

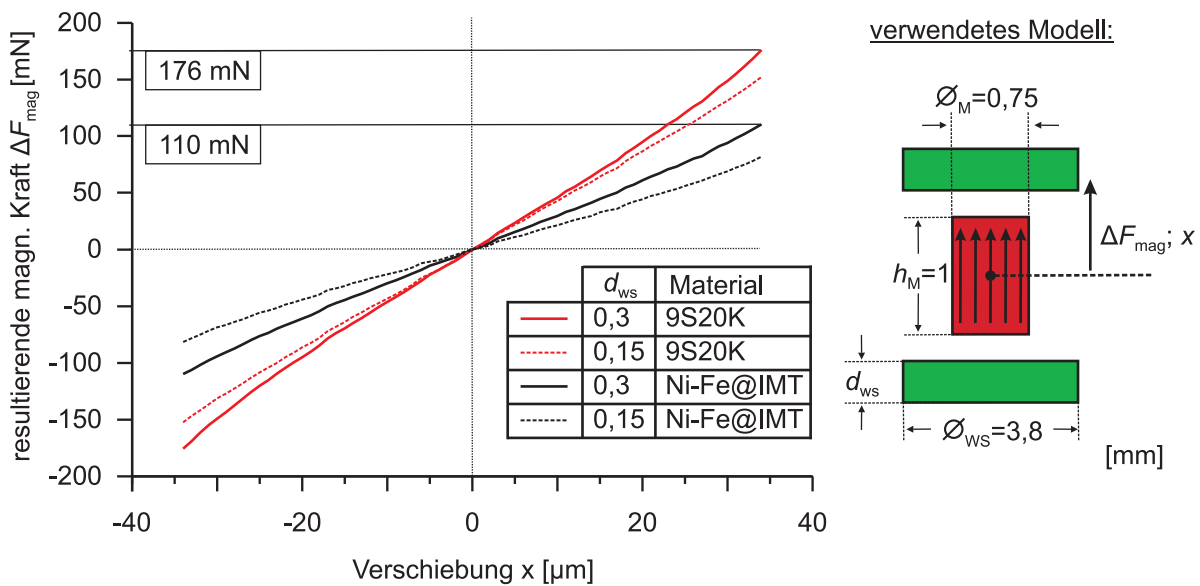


Abbildung 4.18: Resultierende maximale magnetostatische Kraft ΔF_{mag} in Abhängigkeit von der Verschiebung x für verschiedene Konfigurationen (V4).

gewählten Design liegt D_V idealerweise zwischen 0,3 mm und 0,4 mm. Die beiden Varianten V2 und V4 unterscheiden sich durch ihr unterschiedliches magnetisches Rückhaltesystem. Im Falle von V2 ist der Durchmesser \varnothing_{WS} der weichmagnetischen Scheibe begrenzt, da diese sich auf der Montageplatte der FGL-Brücken befindet. Dadurch ergibt sich ein Optimum für das Durchmesser-Verhältnis von $\varnothing_M/\varnothing_{\text{WS}} = 0,94$. Die Höhe des hartmagnetischen Zylinders hat geringen Einfluss auf die maximale magnetostatische Kraft, wenn $h_M/\varnothing_M > 0,5$ ist. Dahingegen hat die Schichtdicke der weichmagnetischen Scheibe einen hohen Einfluss auf die maximal erreichbare magnetostatische Kraft. Hier sollte immer die noch technologisch sinnvoll herstellbare, größte Schichtdicke gewählt werden. Die ideale Schichtdicke d_{WS} liegt bei V2 zwischen 0,2 mm und 0,4 mm.

Im Falle von V4 und dem gewählten Brückendesign, ist der Durchmesser \varnothing_M des Magneten deutlich kleiner als der der weichmagnetischen Scheibe \varnothing_{WS} . Hier sollte der vom Brückendesign vorgegebene, größt mögliche Durchmesser gewählt werden. Dagegen zeigt sich ein Optimum bei der Schichtdicke der weichmagnetischen Anschläge. Dieses liegt bei $d_{\text{WS}} = 0,19$ mm und 0,34 mm für das entsprechende Material 9S20K und NiFe@IMT. Tabelle 4.7 zeigt die theoretisch erreichbaren Haltekräfte F_H für Kombinationen aus einem AS mit verschiedenen Gesamt vorauslenkungen und den beiden Varianten V2 und V4 mit den Schichtdicken h_{WS} und den beiden weichmagnetischen Materialien.

Von D_V abhängige Parameter des antagonistischen Schalters				Resultierende Haltekraft F_H [mN] in Abhängigkeit des magnetisches Rückhaltesystem mit der Variante							
				V2 mit: $\varnothing_{WS}=0,8$ mm; $\varnothing_M=0,75$ mm $h_M=1,00$ mm				V4 mit: $\varnothing_{WS}=3,8$ mm; $\varnothing_M=0,75$ mm $h_M=1,00$ mm			
				NiFe@IMT		9S20K		NiFe@IMT		9S20K	
				d_{WS} [mm]		d_{WS} [mm]		d_{WS} [mm]		d_{WS} [mm]	
D_V	s	ΔF_{min}	ΔF_{max}	0,10	0,20	0,10	0,20	0,15	0,30	0,15	0,30
0,30	0,060	26	102	40	59	86	99	55	84	102	102
0,35	0,079	40	178	26	40	72	85	41	70	112	135
0,40	0,098	57	286	9	28	55	68	24	53	95	118

Tabelle 4.7: Theoretisch erreichbare Haltekräfte F_H für Kombinationen aus einem AS mit verschiedenen D_V und den beiden Varianten V2 und V4 mit den Schichtdicken h_{WS} und den beiden weichmagnetischen Materialien NiFe@IMT und 9S20K.

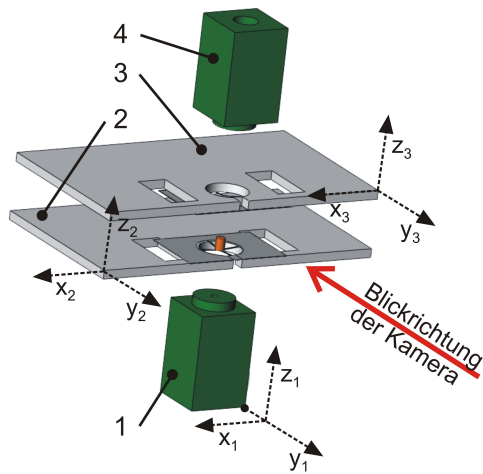
4.4 Layout des variablen Aufbaus

Die theoretische und simulatorische Betrachtung des bistabilen Magneto-Formgedächtnis-Aktors zeigt, dass mehrere Parameter einen entscheidenden Einfluss auf dessen Leistungsdaten haben. Dies sind, neben den materialspezifischen, überwiegend geometrische Parameter (siehe Abschnitt 4.3). Dabei haben die Gesamtvorauslenkung D_V des Schaltmechanismus und die Abstände zwischen dem(n) Permanentmagnet(en) und den weichmagnetischen Strukturen einen besonders starken Einfluss auf die maximal mögliche Haltekraft F_H (siehe Tabelle 4.7). Um die theoretischen Designregeln durch experimentelle Daten zu stützen, wird ein Aufbau des Magneto-Formgedächtnis-Aktors benötigt, der es ermöglicht, die genannten Parametern zu variieren. Die Bewegung des Schaltmechanismus soll dabei durch ein optisches Messsystem 2.3.2 charakterisierbar sein.

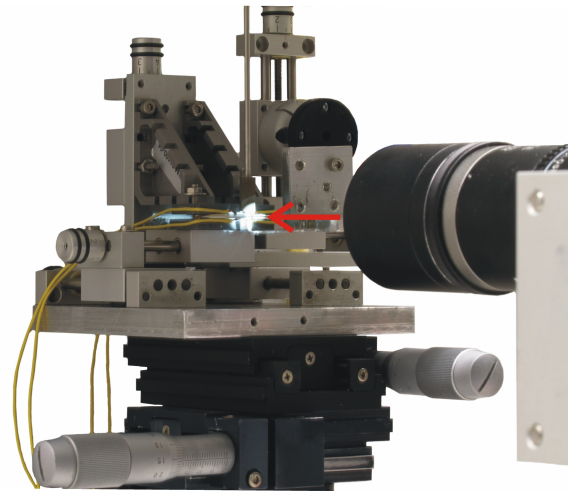
Abbildung 4.19 a) zeigt den für diesen Zweck entwickelten variablen Aufbau am Beispiel der Variante V4 als schematische Zeichnung. Dabei sind alle funktionalen Ebenen des Aktors (oberer weichmagnetischer Anschlag (4) / obere FGL-Brücke (3) / untere FGL-Brücke (2) / unterer weichmagnetische Anschlag (1)) relativ zueinander positionierbar. Im Falle der Variante V2 sind dies der obere Magnet (4); die obere (3) und die untere (2) FGL-Brücke mit weichmagnetischer Scheibe sowie der untere Magnet (1). Abbildung 4.19 b) zeigt eine Fotografie des Aufbaus im Elastometer mit den verwendeten Mikrometertischen zur relativen Verschiebung der funktionalen Ebenen und das Objektiv des Hochgeschwindigkeits-Kamerasystems.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

a)



b)



- 1: unterer weichmagnetischer Anschlag
- 2: unterer Keramikträger mit FGL-Brücke und aufgeklebten Magneten
- 3: oberer Keramikträger mit FGL-Brücke
- 4: oberer weichmagnetischer Anschlag (fest mit der Kraftmessdose des Elastometers verbunden)

Abbildung 4.19: Schematische Darstellung der Unterätzung bei Verwendung einer Ni-Ti-Folie mit und ohne natürlichem Oxid.

4.5 Herstellung der Komponenten

4.5.1 Mikrostrukturierung der NiTi-Brücken

In Kapitel 2.2.1 werden mögliche Methoden zur Strukturierung von Ni-Ti-Folien beschrieben. Im Rahmen der Arbeit wird ausschließlich die nass-chemische Strukturierung verwendet. Dabei wird die Struktur einer fotolithografisch hergestellten Ätzmaske durch nass-chemisches Ätzen in die Ni-Ti-Folie übertragen. Dieses Verfahren ist besonders flexibel und kostengünstig. Da die minimalen Strukturgrößen $>100 \mu\text{m}$ betragen, wird hier eine Durchlicht-Folienmaske verwendet. Diese kann mit Hilfe eines Foto-Plotters schnell und kostengünstig hergestellt werden. Dabei muss beim Maskenlayout berücksichtigt werden, dass es sich um einen isotropen Ätzprozess handelt und somit die Unterätzung der Strukturen mit einberechnet werden müssen. Da mit der verwendeten Ätzlösung ($\text{HNO}_3\text{-H}_2\text{O-HF}$) die Ätzrate des natürlichen Oxides deutlich höher ist als die des Nickel-Titans, wird, wenn das Oxid nicht vorher entfernt wird, der Effekt der Unterätzung drastisch verstärkt (siehe Abbildung 4.20).

Um beidseitig das Oxid der freistehenden kaltgewalzten Ni-Ti-Folie zu entfernen, muss dies vor dem Aufbringen auf ein Trägersubstrat in der Ätzlösung erfolgen. Die vom Oxid befreite Folie muss dann möglichst plan auf ein Trägersubstrat aufgebracht werden. Danach erfolgen die für die Lithografie und für die nass-chemische Strukturierung

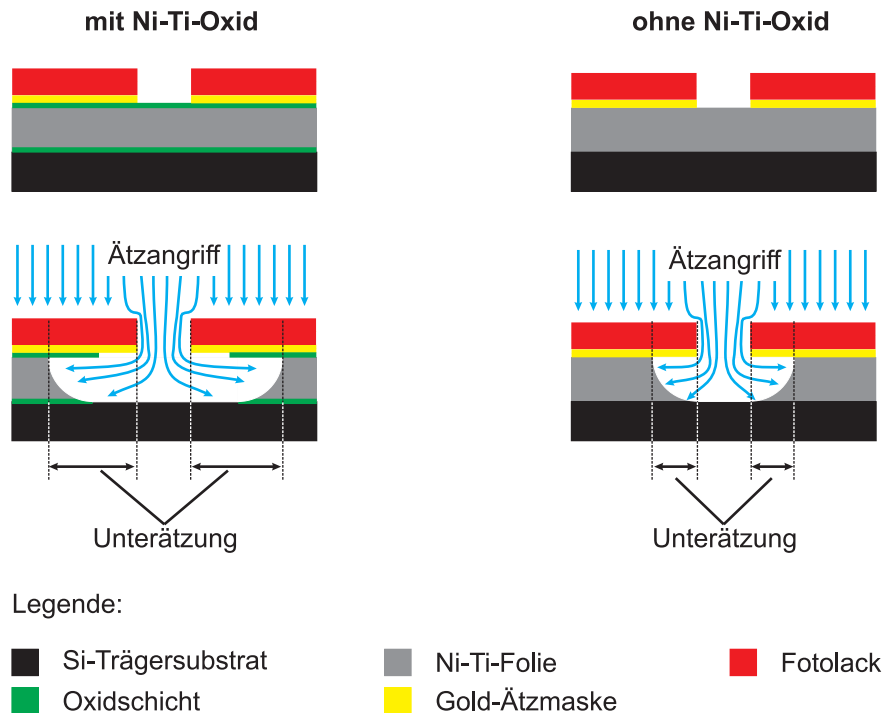


Abbildung 4.20: Schematische Darstellung der Unterätzung bei Verwendung einer Ni-Ti-Folie mit und ohne natürlichem Oxid.

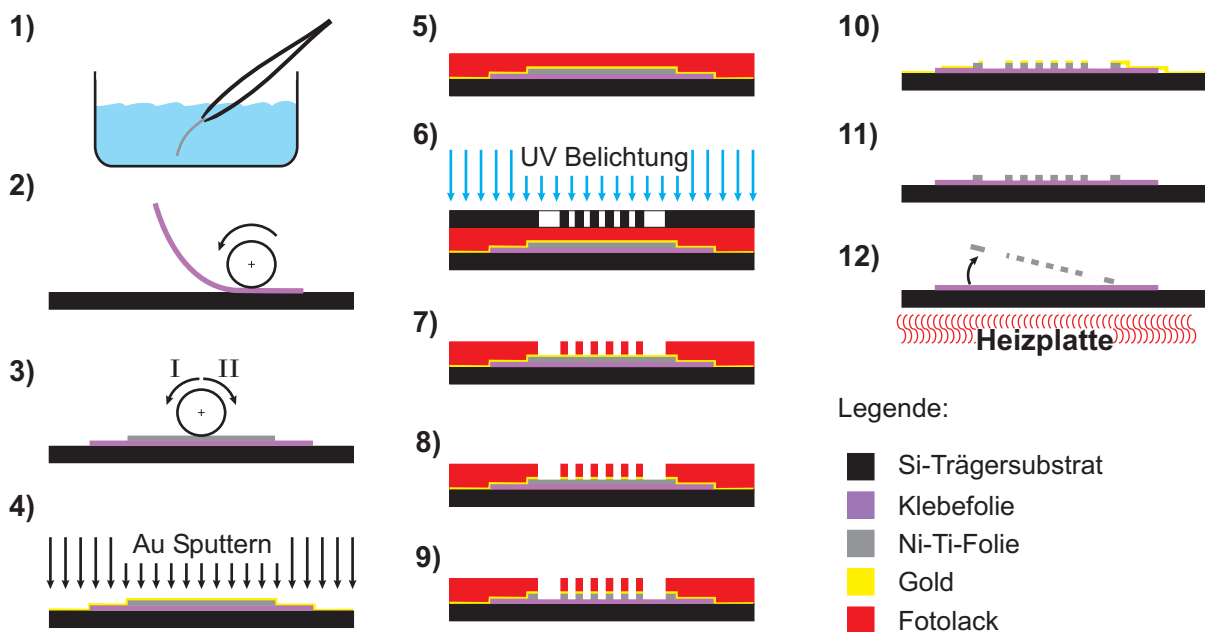
notwendigen Prozessschritte. Im letzten Schritt müssen die strukturierten Ni-Ti-Brücken rückstandsfrei vom Trägersubstrat entfernt werden können. Dadurch ergeben sich besondere Spezifikationen für die reversible Verbindung zwischen der Ni-Ti-Folie und dem Trägersubstrat:

- möglichst plane und mechanisch stabile Befestigung der Ni-Ti-Folie auf dem Trägersubstrat.
- Resistenz gegenüber dem für die lithografische Strukturierung notwendigen Entwickler.
- Resistenz gegenüber der Ätzlösung ($\text{HNO}_3\text{-H}_2\text{O-HF}$).
- Rückstandsfreies Ablösen vom Trägersubstrat.

Die am IMT verwendete Standardmethode, bei der die Ni-Ti-Folien mittels eines Fotolackes auf ein Keramiksubstrat befestigt werden, erfüllt nicht alle oben aufgelisteten Spezifikationen. Gerade das rückstandsfreie Ablösen der strukturierten Ni-Ti-Folie von dem Keramiksubstrat bereitet mit dieser Methode große Schwierigkeiten. Dabei wird der Fotolack mittels Lösungsmittel in Lösung gebracht, wodurch die strukturierten FGL-Brücken sich in dieser Lösung befinden. Die dabei auftretenden hohen Adhäsionskräfte führen zu einem Verkleben der FGL-Brücken untereinander und mit dem Trägersubstrat. Durch den niedrigen Dampfdruck des Lösungsmittels muss in diesem Arbeitsschritt sehr schnell gearbeitet werden, da nach dem restlosen Verdampfen die Verbindungen der FGL-Brücken untereinander kaum mehr zu lösen sind ohne diese zu beschädigen.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

Deshalb wurde im Rahmen dieser Arbeit der vorhandene Prozessablauf weiterentwickelt. Hauptänderung dabei ist die Verwendung einer beidseitig klebenden Klebefolie zur Verbindung der Ni-Ti-Folie mit dem Trägersubstrat. Diese besitzt eine permanent klebende und eine thermisch deaktivierbare Klebeschicht, die ihre Haftkraft bei Überschreitung einer kritischen Schwellentemperatur verliert. Auf dem Markt befinden sich Klebefolien mit Schwellentemperaturen zwischen 50 °C und 180 °C. Abbildung 4.21 beschreibt schematisch den entwickelten Prozessablauf.



Beschreibung:

- 1) Beidseitiges Entfernen der Oxidschicht
- 2) Aufbringen der Klebefolie auf ein Si-Trägersubstrat
- 3) Aufbringen der Ni-Ti-Folie auf die thermisch deaktivierbare Seite der Klebefolie
- 4) Sputtern der für die Ätzmaske notwendigen Goldschicht
- 5) Beschichten mit Fotolack durch Aufschleudern
- 6) Belichtung mit Durchlichtmaske
- 7) Entwickeln des Lackes
- 8) Strukturübertragung auf die Ätzmaske durch nasschemisches Ätzen
- 9) Strukturierung der Ni-Ti-Folie durch nasschemisches Ätzen
- 10) Entfernen des Fotolackes
- 11) Entfernen der Goldschicht.
- 12) Ablösen der strukturierten Ni-Ti-Brücken durch Erhitzen des Trägersubstrates

Abbildung 4.21: Schematischer Prozessablaufsplan zur Strukturierung von Ni-Ti-Folien durch nasschemisches Ätzen.

4.5.2 Elektrochemische Abscheidung von Ni-Fe auf Ni-Ti

Die elektrochemische Abscheidung von Ni-Fe auf einen Si-Wafer mit einer Ti-Startschicht, ist eine am IMT etablierte Technologie [96, 97]. Die Abscheidung von Ni-Fe auf Ni-Ti wird in der Literatur nicht erwähnt. Hinsichtlich einer zukünftigen Parallelfertigung des bistabilen Aktors (Variante 2), ist die Abscheidung von Ni-Fe auf Ni-Ti von großem Interesse. Die Machbarkeit wurde im Rahmen dieser Arbeit untersucht [88]. Da die Startschicht eine wichtige Rolle für den Erfolg einer Abscheidung und die Haftkraft der abzuschheidenden Schicht spielt, werden zwei verschiedene Startschichten getestet. Die direkte Abscheidung von Ni-Fe auf einer Ni-Ti-Folie ohne Oxid und mit einer aufgesputterten Goldschicht. Deren Haftkraft wird mit einem quantitativen Test bestimmt. Dabei wird ein Klebeband („Bluetape“) auf die abgeschiedenen Teststrukturen mit einer definierten Fläche und Kraft aufgebracht. Nach dem Abziehen des Bluetapes, kann die Anzahl der anhaftenden Strukturen als Maß der Haftkraft herangezogen werden. Es zeigt sich, dass die Haftkraft der abgeschiedenen Strukturen auf dem Ni-Ti ohne Oxidschicht höher ist als die der auf Gold-Ni-Ti abgeschiedenen Strukturen. Schertests (Dage Microtester 22H) an kreisrunden Strukturen mit einem für die Variante V2 definierten Durchmesser von 0,8 mm und einen Abstand des Schermeißels zum Substrat von 30 μm ergeben eine Scherfestigkeit von $> 25 \text{ N/mm}^2$. Die für die Anwendung benötigte Haftkraft wird somit übertroffen und der entwickelte Prozessablauf (siehe Abbildung 4.22) ist geeignet für die direkte Abscheidung von Ni-Fe-Strukturen auf Ni-Ti mit folgenden Prozessschritten:

1. Die zuvor von ihrem natürlichen Oxid befreite Ni-Ti-Folie wird mittels thermisch deaktivierbarer Klebefolie auf ein Si-Substrat aufgeklebt und ganzflächig mit Gold besputtert, um ein erneutes Oxidieren zu unterbinden.
2. Aufschleudern und Strukturierung durch Fotolithografie eines Fotolackes.
3. Entfernung des Fotolackes im Randbereich der Ni-Ti-Folie mittels Lösungsmittel. Kontaktierung eines Ni-Bleches durch Spaltschweißen. Um eine ungewollte Abscheidung auf den Randbereichen zu vermeiden, werden diese mit Klebefolie abgedeckt.
4. Unmittelbar vor dem elektrochemischen Abscheiden wird die Goldschicht durch Ätzen in einer Kaliumiodid-Lösung entfernt.
5. Elektrochemische Abscheidung von Ni-Fe in einem Sulfatelektrolyten (NiSO_4 / Fe(II)SO_4 / Borsäure / Saccharin mit einer Fe_2^+ Konzentration von 24,1 mmol/l; PH-Wert 2,8) bei einer Temperatur von 51°C. Mit einer Stromdichte von 50 $\mu\text{A/mm}^2$ wird eine homogene Abscheidung mit geringer Oberflächenrauigkeit und einer Abscheiderate von 5 $\mu\text{m/h}$ erreicht.
6. Entfernen des Fotolacks, des Kontaktierungsblechs und der Klebeband-Abdeckung.

Abbildung 4.23 zeigt ein verwendetes Substrat unmittelbar vor dem Entfernen der Gold-Passivierungsschicht (a), Mikroskopaufnahmen (b und d) sowie eine REM-Aufnahme (c) der abgeschiedenen Strukturen. Mittels einer EDX-Messung (siehe Abbildung 4.24)

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

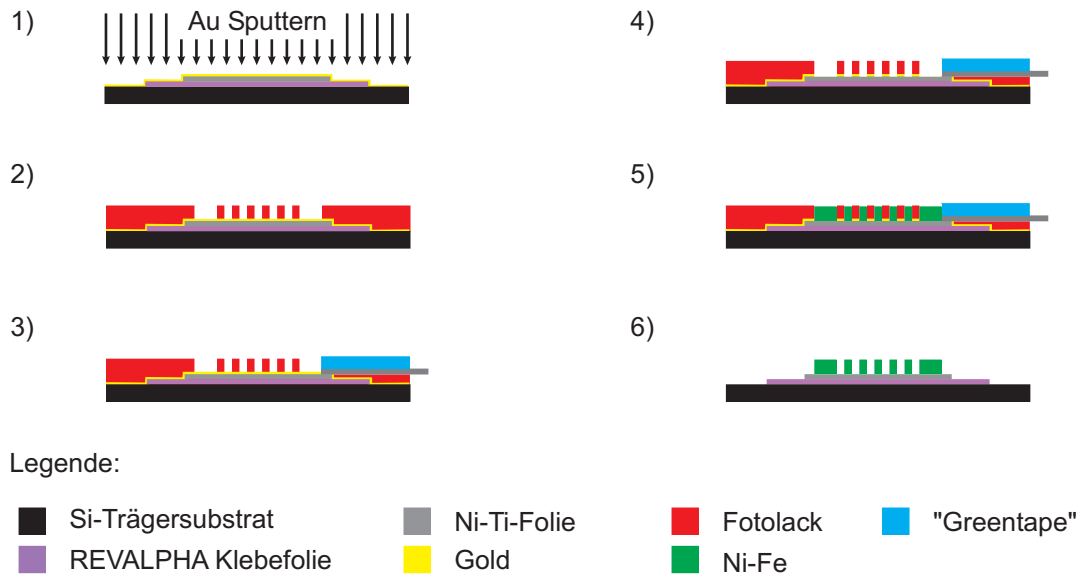


Abbildung 4.22: Prozessablaufsplan zur elektrochemischen Abscheidung von Ni-Fe direkt auf Ni-Ti.

wurde die Zusammensetzung der abgeschiedenen Schicht mit 81,8/18,2 at% Ni/Fe bestimmt. Diese Zusammensetzung entspricht der einer typischen Permalloy-Schicht mit hoher Permeabilität. Um eine möglichst hohe magnetische Haltekraft für die Variante V2 zu erzielen, benötigt man eine weichmagnetische Schichtdicke von $> 200 \mu\text{m}$ (siehe Kapitel 4.3.3). Durch mehrfaches Aufschleudern können mit dem Lacksystem AZ4562, Schichtdicken bis zu $150 \mu\text{m}$ erreicht und strukturiert werden. Um die notwendige Schichtdicke von $> 200 \mu\text{m}$ des Ni-Fe herstellen zu können, wird ein alternatives Lacksystem benötigt. Um den Aufwand für erste Test zu minimieren, wurden deshalb weichmagnetische Scheiben aus einer Permalloy-Folie durch Laserschneiden heraus getrennt und auf die Ni-Ti-Brücken geklebt.

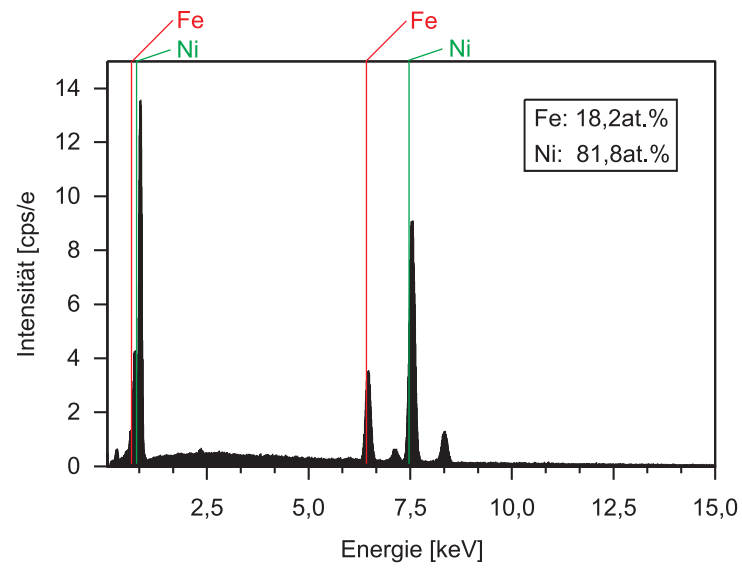


Abbildung 4.24: EDX-Spektrum der abgeschiedenen Ni-Fe-Schicht.

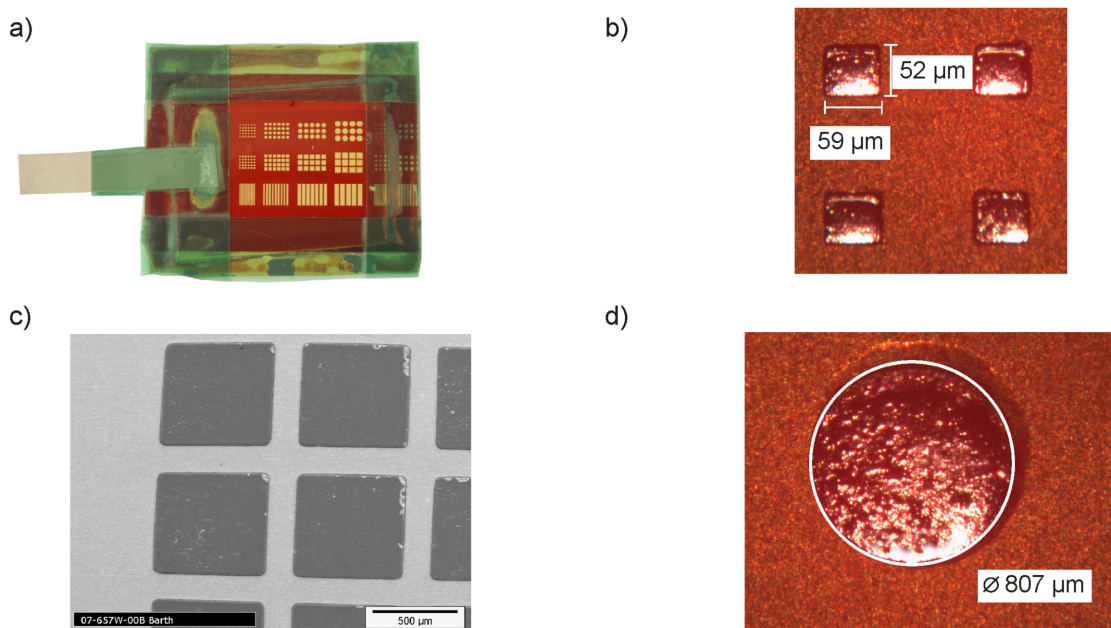


Abbildung 4.23: Kontaktiertes und strukturiertes Substrat vor dem Entfernen der Gold-Passivierungsschicht (a). Mikroskopaufnahmen der Teststrukturen (b und d). REM-Aufnahme eines Testfelds (c).

4.5.3 Montage der Ni-Ti-Brücke auf das Trägersubstrat

Für die Herstellung der bistabilen Test-Aktoren werden die Ni-Ti-Brücken auf Keramik-Trägersubstrate aufgeklebt und zur relativen Positionierung im variablen Aufbau (siehe Abschnitt 4.4) mit Positioniertischen verbunden. Bei der Montage der Ni-Ti-Brücken auf die Trägersubstrate müssen folgende Bedingungen erfüllt werden:

- Der mechanische Stress auf die Ni-Ti-Strukturen, besonders auf die später freistehenden Brückenstege, muss bei der Montage möglichst gering sein.
- Die Verbindung zum Keramiksubstrat muss thermisch stabil sein.
- Die freistehenden Brückenstege müssen nach der Montage planparallel zur Trägersubstrat-Oberfläche sein. Die Brückenstege dürfen nach der Montage nicht unter Schub- oder Zug-Spannung stehen.

Um die mechanische Steifigkeit der Ni-Ti-Brücken bei der Montage zu erhöhen, sind im Design Stützstrukturen vorgesehen (siehe Abbildung 4.25 a)). Diese werden nach der Montage entfernt, damit der elektrische Heizstrom ausschließlich über die zu erhitzenden Brückenstege fließt. Die durch Laserschneiden strukturierten keramischen Trägersubstrate, besitzen Aussparungen im Bereich der Brückenstruktur und für die elektrische Kontaktierung der Ni-Ti-Brücken (siehe Abbildung 4.25 b)). Abbildung 4.26 zeigt schematisch die Prozessschritte der stressfreien und thermisch stabilen Verbindung zwischen Ni-Ti-Brücke und Keramiksubstrat. Dabei wird zunächst eine dünne Schicht des hochviskosen 2-Komponenten-Epoxyd-Klebstoffes im Bereich der Verbindungsfläche auf das Keramiksubstrat aufgebracht (1). Dieser Klebstoff besitzt nach der Aushärtung eine Dauerbetriebstemperatur von -50 °C bis 200 °C . Die gereinigte Ni-Ti-Brücke wird auf die Klebeschicht aufgelegt und relativ zum Randbereich der kreisrunden Aussparung ausgerichtet, ohne die Brückenstege mit Klebstoff zu benetzen (2). Im nächsten Schritt wird saugstarkes Reinraum-Reinigungstuch über das gesamte Substrat gelegt. Darauf wird ein Objektträger platziert und der gesamte Verbund durch ein Gewicht verpresst (3). Durch Erhitzen im Ofen, wird die Klebeschicht bei einer Temperatur von 90 °C für 180 min ausgehärtet (4). Bevor sich das Epoxydharz beim Erhitzen vernetzt, sinkt dessen Viskosität. Überschüssiger Klebstoff wird dabei von dem Reinigungstuch aufgesaugt. Zudem kommt es auf Grund der erhöhten Temperatur (größer als die Umwandlungstemperatur von 50 °C) zu einer Phasenumwandlung des Nickel-Titans, wodurch dieses seine ursprüngliche plane Form annimmt. Da der Klebstoff noch nicht vernetzt ist und eine niedrige Viskosität besitzt, kann die Ni-Ti-Brücke ihre Ursprungsform annehmen. Dadurch ist gewährleistet, dass die Ni-Ti-Brücke nach dem Vernetzen stressfrei mit dem Keramiksubstrat verbunden wird. Im letzten Schritt werden die Stützstrukturen mittels eines Skalpells durchtrennt. Um die durch Laserschneiden strukturierte weichmagnetische Scheibe für Variante V2 und den NdFeB-Magnet für Variante V4 mit der Montageplatte der Ni-Ti-Brücke zu verbinden, wird ein UV- aushärtender Klebstoff verwendet. Dieser wird dünnflächig auf die Montageplatte aufgebracht. Die zu montierenden Bauteile werden auf die Klebeschicht aufgelegt

4.5 Herstellung der Komponenten

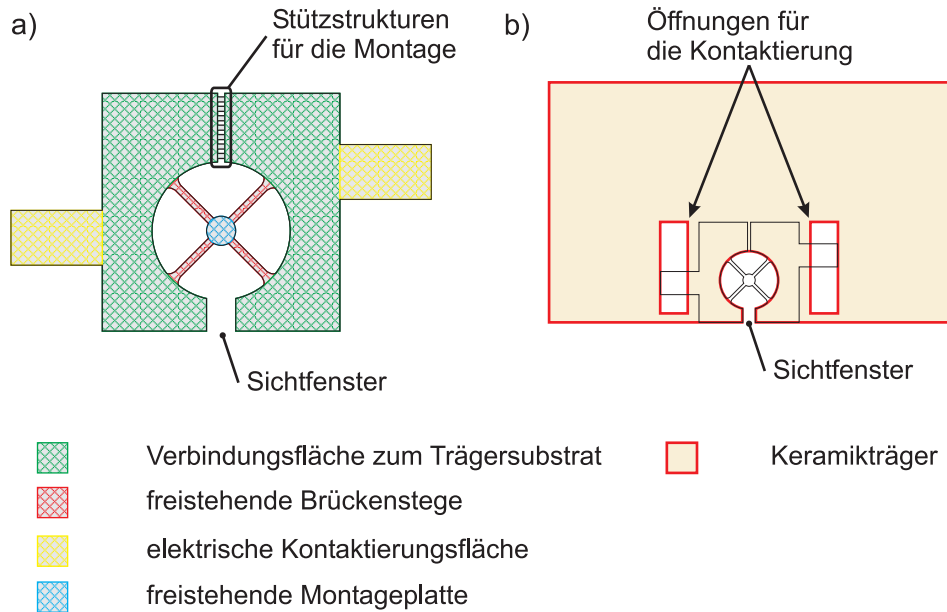


Abbildung 4.25: Schematische Draufsicht auf a) die FGL-Brücke mit Stützstrukturen und b) den Keramikträger mit aufgeklebter FGL-Brücke. .

und durch die entstehenden Adhäsionskräfte auf der Montageplatte zentriert. Durch Belichtung mit einer UV-Lampe wird die Klebstoffschicht ausgehärtet.

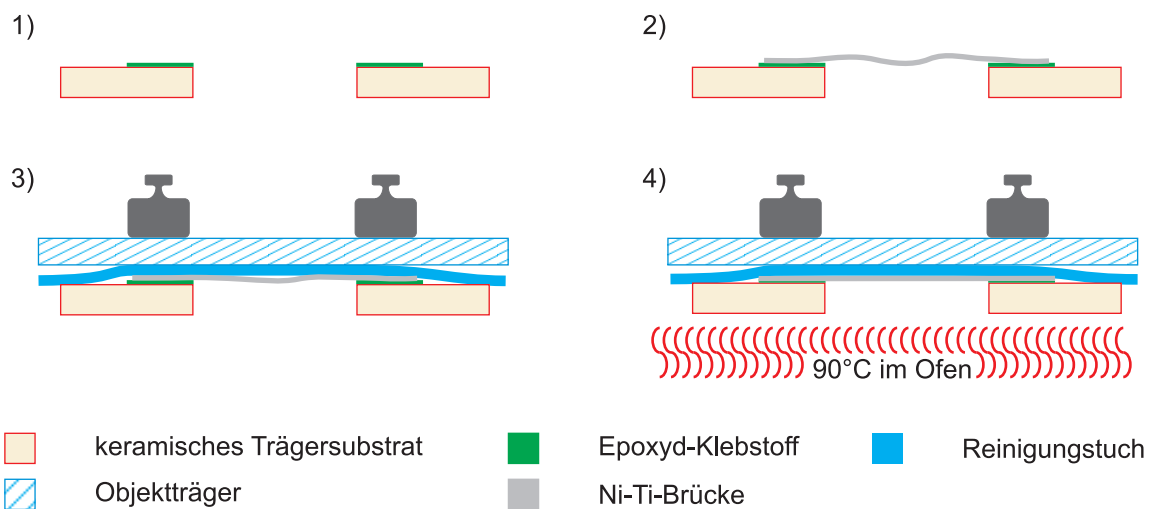


Abbildung 4.26: Schematische Darstellung der Prozessschritte zur stressfreien Montage der FGL-Brücke auf den Keramikträger.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

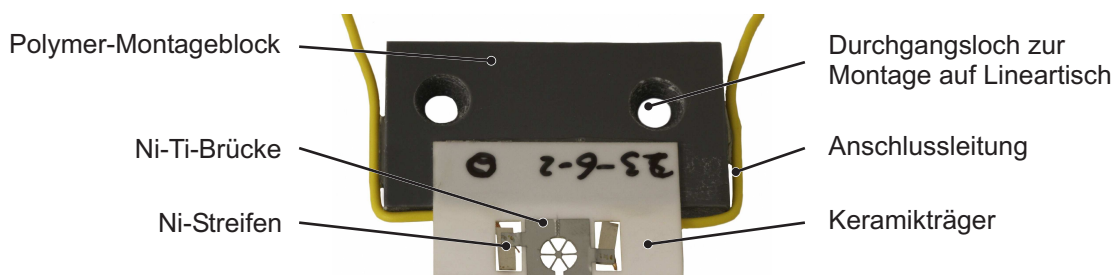


Abbildung 4.27: Fotografie einer auf ein Trägersubstrat montierten und elektrisch kontaktierten FGL-Brücke.

4.5.4 Elektrische Kontaktierung

Um einen möglichst niedrigen Energieverbrauch des bistabilen Aktors während der Schaltvorgänge zu gewährleisten, müssen parasitäre ohmsche Widerstände minimiert werden. Dabei hat man die größte Optimierungsmöglichkeit bei den Übergangswiderständen $R_{\dot{U}}$ der elektrischen Kontakte. Diese setzen sich aus dem Kontaktwiderstand R_{K1} zwischen dem Übergangsstoff (Kontaktierungsmaterial) und der verbundenen Anschlussleitung, dem Widerstand des Übergangsstoffes $R_{\dot{U}S}$ und dem Kontaktwiderstand R_{K2} zwischen dem Übergangsstoff und der Ni-Ti-Folie zusammen. Abbildung 4.28 zeigt das ohmsche Ersatzschaltbild einer kontaktierten FGL-Brücke. Der ohmsche Widerstand über die gesamte Brücke R_B gemessen, beträgt $\approx 1,0 \Omega$. Der Widerstand einer einzelnen Anschlussleitung mit einer Länge von 50 cm beträgt $R_L < 0,1 \Omega$. So ergibt sich ein Gesamtwiderstand von $R_{ges} \approx R_B + 2 \cdot (R_L + R_{\dot{U}}) \approx 1,2 \Omega + 2 \cdot R_{\dot{U}}$.

Es wurden verschiedene Möglichkeiten der Kontaktierung getestet und der jeweilige Mittelwert der Übergangswiderstände aus 10 Messwerten ermittelt. Zur Bestimmung der Übergangswiderstände wurde ein Ohmmeter mit einem Teststrom von $10 \mu A$ eingesetzt, so dass die Erwärmung während der Messung (bei RT) zu vernachlässigen ist. In Tabelle 4.8 sind die getesteten Kontaktierungs-Methoden mit der notwendigen Verarbeitungs-Temperatur, den Temperatureintrag auf die Ni-Ti-Brücke sowie die jeweiligen Übergangswiderstände aufgelistet. Getestet wurde die Kontaktierung mittels eines Leitklebers und durch Lötung mit drei verschiedenen Lote. Die Lötungen wurden direkt auf dem Ni-Ti getestet und mit einem zusätzlich aufgeschweißten Streifen aus einem Ni-Blech. Dabei wird zunächst die Anschlussleitung an das Ni-Blech gelötet und dieses dann mit der Kontaktierungs-Fahne der Ni-Ti-Brücke mittels Spaltschweißens verbunden. Die Ni-Streifen befinden sich dabei in den dafür vorgesehenen Öffnungen des Trägersubstrates (siehe Abbildung 4.25 b), um einen Kurzschluss im Betrieb mit der gegenüber liegenden Ni-Ti-Brücke zu verhindern. Diese Kontaktierungsmethode hat den Vorteil, dass der Temperaturübertrag auf die Ni-Ti-Brücke minimal ausfällt, da die Lötung separat erfolgt. Zudem bildet das Ni-Blech keine so starke Oxid-Schicht wie die Ni-Ti-Folie. Bei der direkten Kontaktierung auf die Ni-Ti-Folie muss darum das Oxid mechanisch von der Kontaktierungsstelle entfernt werden.

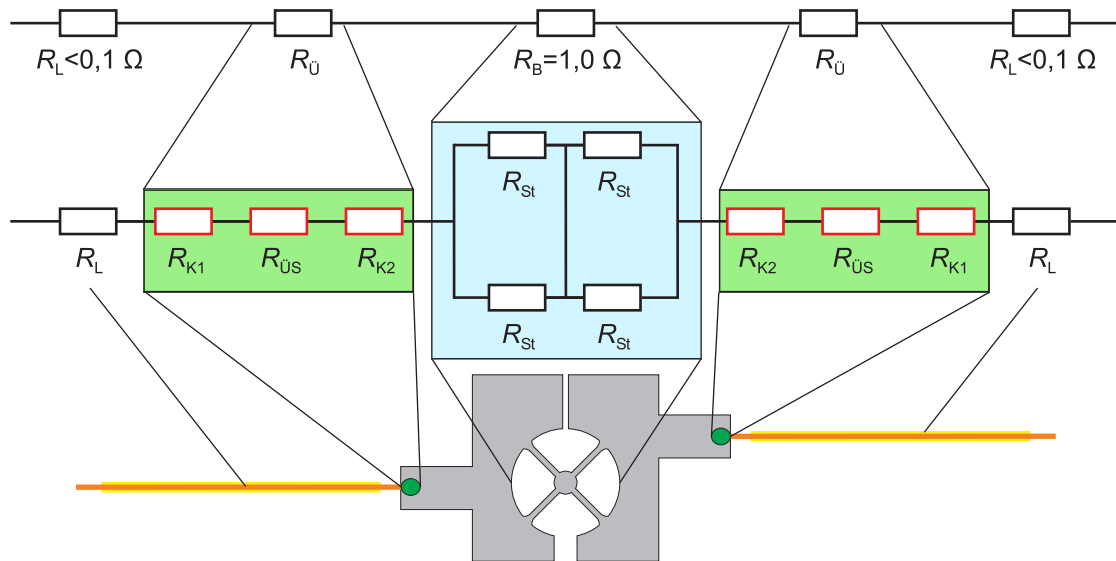


Abbildung 4.28: Ohmsches Ersatzschaltbild einer elektrisch kontaktierten FGL-Brücke.

Um eine erneute Oxidation durch den Lötvorgang zu vermeiden muss ein geeignetes Flussmittel verwendet werden. So konnte zum Beispiel keine Lötverbindung mit einem Standard-Lot (Sickerlot Sn/PB mit 63/37) und Kolofonium direkt auf dem Ni-Ti hergestellt werden. Hier konnte weder eine mechanische noch elektrische Verbindung zwischen der Anschlussleitung und der Kontaktierungsfahne der Ni-Ti-Brücke hergestellt werden. Die geringsten Übergangswiderstände werden mit dem Lot Alusol® in Verbindung mit einem aufgeschweißten Ni-Blech erreicht. Das dabei notwendige Flussmittel (ein Sn-Zn-Aminfluorid-Komplex) befindet sich hier im Lötendraht und muss nicht zusätzlich hinzu gegeben werden. Diese Kontaktierungsmethode wurde für alle weiteren elektrische Kontaktierungen angewendet.

4.6 Charakterisierung

4.6.1 Statische Charakterisierung

Bei der statischen Charakterisierung werden die FGL-Brücken im variablen Aufbau (siehe Abbildung 4.19) mit einer konstanten elektrischen Leistung beheizt und die dadurch verursachte Verschiebung mittels einem Videomikroskop bestimmt. Abbildung 4.29 zeigt schematisch den verwendeten Messaufbau. Eine Spannungsquelle mit Strombegrenzung wird über einen zweipoligen Wechselschalter an beide FGL-Brücken angeschlossen, so dass der Strom immer nur über eine FGL-Brücke fließen kann. Die über der Brücke abfallende Spannung wird mittels eines Voltmeters und der fließende Strom mit einem Amperemeter bestimmt. Sowohl die Auswertung der Videoaufnahmen, als auch die Steuerung des Positioniertisches erfolgen softwaregestützt mit einem Rechner.

Die Heizleistung wird stufenweise erhöht bzw. gesenkt, sobald sich der Messwert der Verschiebung innerhalb eines von der Verschiebung abhängigen Toleranzbandes befindet.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

	Flussmittel	Verarbeitungs- Temperatur [°C]	thermische Belastung für die FGL-Brücke	Übergangs- widerstand R_0 [Ω]
2-Komponenten Leitkleber (CW2400) + 50 µm Au-Bonddraht (<i>direkt auf Ni-Ti geklebt</i>)		60	mittel	$0,2 \pm 0,1$
Silber-Indium-Lot (In/Ag mit 97/3) + 50 µm Au-Bonddraht (<i>direkt auf Ni-Ti gelötet</i>)	Doflux 7	138	mittel	$0,15 \pm 0,05$
Sickerlot (Sn/Pb mit 63/37)+ Kupferlitze (<i>direkt auf Ni-Ti gelötet</i>)	Kolofonium	183	hoch	Lötung nicht möglich
Sickerlot (Sn/Pb mit 63/37)+ Kupferlitze + aufgeschweißtes Ni-Blech (<i>Lötung auf Ni-Blech</i>)	Kolofonium	183	gering	$0,07 \pm 0,02$
Alusol® (Sn/Pb/Ag mit 18/80,1/1,9)+ Kupferlitze (<i>direkt auf Ni-Ti gelötet</i>)	Sn-Zn-Aminfluorid- Komplex	270	sehr hoch	$0,09 \pm 0,05$
Alusol® (Sn/Pb/Ag mit 18/80,1/1,9)+Kupferlitze + aufgeschweißtes Ni-Blech (<i>Lötung auf Ni-Blech</i>)	Sn-Zn-Aminfluorid- Komplex	270	gering	$0,05 \pm 0,02$

Tabelle 4.8: Vergleich verschiedener Kontaktierungsmethoden.

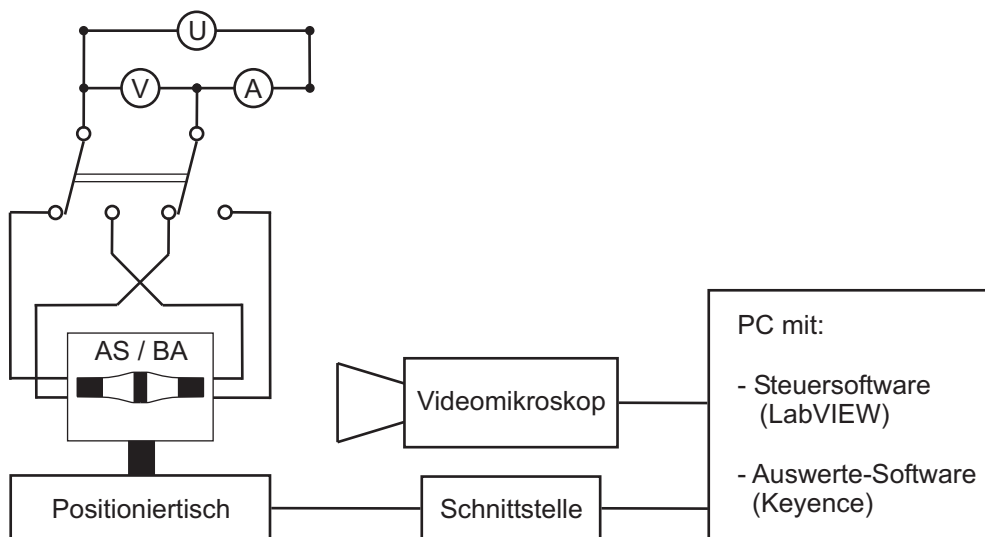


Abbildung 4.29: Block-Schaltbild des Messaufbaus zur statischen Charakterisierung des antagonistischen Schalters (AS) und des bistabilen Aktors (BA).

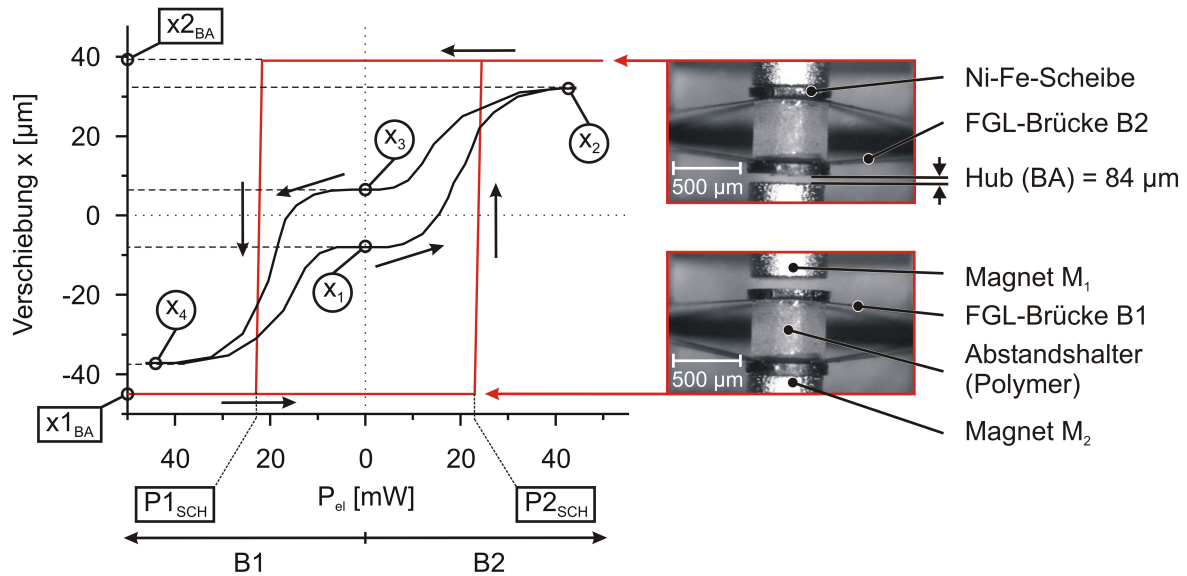


Abbildung 4.30: Leistungsabhängige Verschiebung des antagonistischen Schalters AS (schwarze Linie) und des bistabilen Aktors BA (rote Linie) (Variante V2). Pfeile markieren den Pfad der Hysterese. Die stabilen Positionen des BA, sind zur Veranschaulichung als Fotografie eingefügt.

Dieses ist bei kleinen Werten durch die maximale Auflösung des Videomikroskopes auf $\pm 1 \mu\text{m}$ beschränkt und bei großen Auslenkungen auf $\pm 2 \%$ definiert. Da es sich beim Formgedächtniseffekt um einen thermischen Effekt handelt, kann die Einschwingzeit, gerade bei geringen Heizleistungen, bis zu mehreren Minuten dauern.

Abbildung 4.30 zeigt ein typisches Messergebnis der von der Heizleistung abhängigen Verschiebung des antagonistischen Schalters AS (schwarze Linie) und des bistabilen Aktors BA (rote Linie) der Variante V2. Beide stabilen Zustände des BAs sind als Fotografie eingefügt und die jeweiligen Verschiebungen im Graphen mit Pfeilen markiert. Die Abszisse stellt die Heizleistung beider Brücken dar. Dabei ist die Heizleistung der FGL-Brücke B2 nach rechts und von B1 nach links aufgetragen. Die Verschiebung ist auf der Ordinate aufgetragen. Eine positive Verschiebung entspricht einer Verschiebung in Richtung des Magneten M_1 .

Im Falle des antagonistischen Schalters AS (ohne Magnete) und steigender Heizleistung P_{el} der FGL-Brücke B2 kommt es bei $P_{el} < 8 \text{ mW}$ zu keiner Verschiebung. Für Leistungen zwischen $8 \text{ mW} < P_{el} < 24,5 \text{ mW}$ nimmt dann die Steigung der Verschiebung kontinuierlich zu, für $24,5 \text{ mW} < P_{el} < 45 \text{ mW}$ dagegen wieder ab. Dies ist dadurch zu erklären, dass sich immer mehr Bereiche der FGL-Brücke B2 in die austenitische Phase umwandeln, wodurch die rückstellende Kraft ansteigt. Dadurch kommt es zu einer Verschiebung des Abstandshalters in Richtung des Magneten M_1 , wodurch sich die Auslenkung der FGL-Brücke B2 verringert und von B1 vergrößert, bis ein Kräftegleichgewicht erreicht wird (siehe Abschnitt 4.3.1.2). Sobald alle Stege der FGL-Brücke B2 komplett umgewandelt sind, nimmt die rückstellende Kraft von B2 nicht weiter zu und die Verschiebung bleibt konstant ($x_2 = 32 \mu\text{m}$). Wird nun die Heizleistung

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

wieder verringert, kommt es zu einer Rückumwandlung von immer mehr Bereichen in den Stegen, wodurch die rückstellende Kraft von B2 sinkt und die Verschiebung abnimmt. Für Heizleistungen im Bereich ($45 \text{ mW} > P_{el} > 38 \text{ mW}$) bleibt die Verschiebung zunächst konstant, nimmt dann zwischen $38 \text{ mW} > P_{el} > 12 \text{ mW}$ immer weiter ab und im Leistungsbereich von $12 \text{ mW} > P_{el} > 4 \text{ mW}$ wieder zu. Bei Heizleistungen $P_{el} < 4 \text{ mW}$ bleibt die Verschiebung bei $x_3 > 6,5 \mu\text{m}$ konstant. Da der AS symmetrisch aufgebaut ist, ist beim Beheizen der FGL-Brücke B1 dasselbe Verhalten zu beobachten, nur mit einer Verschiebung in die entgegengesetzte Richtung (in Richtung des Magneten M2). Auf Grund von Fertigungstoleranzen ergeben sich jedoch unterschiedliche Werte für die Verschiebung und für die notwendige Heizleistung.

Es ergeben sich zwei quasi-stabile Zustände bei einer Heizleistung $P_{el} = 0 \text{ mW}$. Diese lassen sich bei mehrfachem Durchlaufen der Hysterese reproduzieren, sind aber nicht stabil gegenüber äußeren Kräften, die auf den AS einwirken. Der maximale Hub des AS beträgt $s_{AS} = x_2 - x_4 = 32,5 \mu\text{m} - (-37,5 \mu\text{m}) = 70 \mu\text{m}$ und der Hub der quasi-stabilen Zustände $s_{QS} = x_3 - x_1 = 6,5 \mu\text{m} - (-8 \mu\text{m}) = 14,5 \mu\text{m}$.

Im Falle des bistabilen Aktors BA (rote Linie), ist die Verschiebung bei steigender Heizleistung der FGL-Brücke B2 bis zu einem Schwellenwert $P_{2SCH} = 24 \text{ mW}$ konstant, da die resultierende magnetostatische Kraft in Richtung von M2 dominiert. Beim Überschreiten des Schwellenwertes ist die rückstellende Kraft von B2 jedoch größer als die Summe der resultierenden magnetostatischen Kraft und der rückstellenden Kraft von B1. Dadurch kommt es zum Schalten in die zweite stabile Position. Diese wird auf Grund der nun in Richtung von M1 wirkenden, resultierenden magnetostatischen Kraft auch ohne Beheizen von B2 bei einer Verschiebung von $x_{2BA} = 39 \mu\text{m}$ gehalten. Beim Erhitzen der FGL-Brücke B1 zeigt sich auch hier auf Grund der Symmetrie dasselbe Verhalten in entgegengesetzter Richtung mit dem Schwellenwert $P_{1SCH} = 23 \text{ mW}$ und der Verschiebung $x_{1BA} = 45 \mu\text{m}$. Der maximale Hub des BA beträgt $s_{BA} = x_{2BA} - x_{1BA} = 39 \mu\text{m} - (-45 \mu\text{m}) = 84 \mu\text{m}$.

Die Abbildungen 4.31 und 4.32 zeigen die statischen Messungen für die Varianten V2 und V4 mit einer Gesamt vorauslenkung D_V von jeweils $300 \mu\text{m}$ (durchgehende Linien) und $350 \mu\text{m}$ (gestrichelte Linien). Dabei sind die Messungen des antagonistischen Schalters AS in schwarz, die der bistabilen Aktoren BA in rot dargestellt. Um einen Vergleich der Messungen zu ermöglichen, wurden diese jeweils mit maximal möglichem Abstand der Magnete (für Variante V2) bzw. weichmagnetischen Anschläge (für Variante V4) durchgeführt, bei denen noch ein Kontakt zwischen den hart- und weichmagnetischen Strukturen bei $P_{el} = 0 \text{ mW}$ besteht. Zum Vergleich aller relevanten Messgrößen sind diese in Tabelle 4.9 aufgeführt.

Für beide Varianten stimmt der gemessene Hub der antagonistischen Schalter s_{AS} mit $D_V = 350 \mu\text{m}$ mit dem aus dem aufgestellten Modell (siehe Abschnitt 4.3.2; Tabelle 4.3) errechneten Wert ($s = 79 \mu\text{m}$) überein. Mit $D_V = 300 \mu\text{m}$ liegt der gemessene Hub des AS für die Variante V2 17 % und für V4 12 % oberhalb des errechneten Hubs. Dies kann auf Toleranzen des Herstellungsprozesses zurückgeführt werden, da die FGL-Brücken, deren Messwerte zur Modellierung herangezogen wurden, aus einem anderen Los stammen. Bei Erhöhung der Gesamt vorauslenkung D_V von 300 auf 350

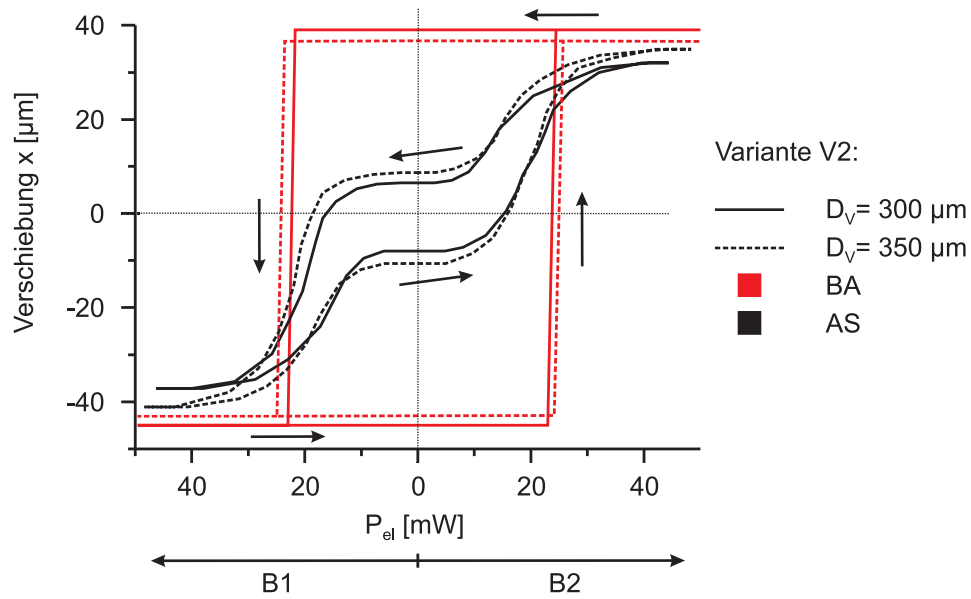


Abbildung 4.31: Leistungsabhängige Verschiebung für verschiedene D_V der Variante V2 für den antagonistischen Schalter AS und den bistabilen Aktor BA.

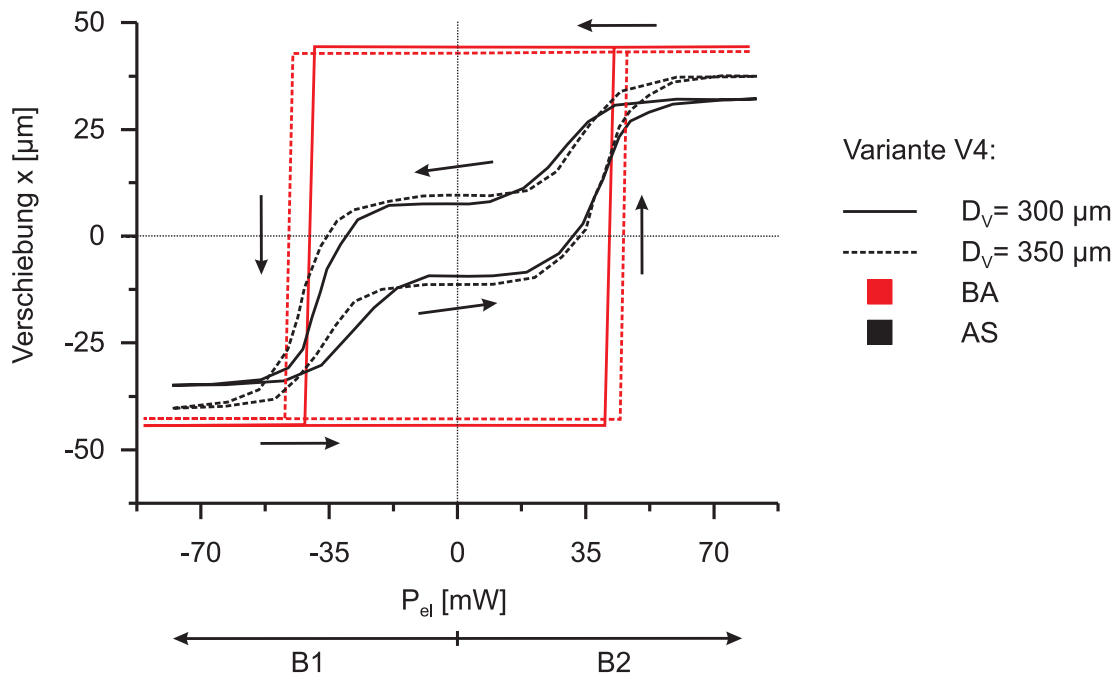


Abbildung 4.32: Leistungsabhängige Verschiebung für verschiedene D_V der Variante V4 für den antagonistischen Schalter AS und den bistabilen Aktor BA.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

		s_{QS} [μm]	s_{AS} [μm]	s_{BA} [μm]	$P1_{SCH}$ [mW]	$P2_{SCH}$ [mW]
V2	$D_V = 300 \mu\text{m}$	14	70	84	23	24
	$D_V = 350 \mu\text{m}$	19	77	80	25	25
V4	$D_V = 300 \mu\text{m}$	17	67	89	40	41
	$D_V = 350 \mu\text{m}$	21	78	85	45	47

Tabelle 4.9: Charakteristische Kenngrößen (statische Messung) der Varianten V2 und V4 für verschiedene D_V mit dem Hub der quasistabilen Zustände s_{QS} und dem maximalen Hub s_{AS} des antagonistischen Schalters sowie den Hub des bistabilen Aktors s_{BA} mit den entsprechenden Schwellwerten der Heizleistung $P1_{SCH}$ und $P2_{SCH}$.

μm nimmt der Hub im quasi-stabilen Zustand s_{QS} um 36 % (Variante V2) und 24 % (Variante V4) zu. Der Hub des bistabilen Aktors BA verringert sich bei höherer Gesamt vorauslenkung im Falle von Variante V2 von 84 μm auf 80 μm und für Variante V4 von 89 μm auf 85 μm . Dies ist dadurch zu erklären, dass die statischen Messungen des BA immer mit maximal möglichem Abstand der Magnete (für Variante V2) bzw. weichmagnetischen Anschläge (für Variante V4) durchgeführt werden und ΔF_{\min} mit zunehmender Gesamt vorauslenkung stark ansteigt (siehe Tabelle 4.7). Da die resultierende magnetostatische Kraft nur gering vom Abstand der Magnete bzw. weichmagnetischen Anschläge abhängt, muss darum der maximale Hub des BA mit steigender Gesamt vorauslenkung sinken. Die maximal mögliche Haltekraft des bistabilen Aktors BA ist somit stark von dem vorgegebenen Abstand der Magnete (für Variante V2) / weichmagnetischen Anschläge (für Variante V4) abhängig. Der Hub (s_{BA}) steigt für Variante V4 im Vergleich zu Variante V2 für eine Gesamt vorauslenkung $D_V = 300 \mu\text{m}$ und $D_V = 350 \mu\text{m}$ um jeweils 5 μm an, da die resultierende magnetostatische Kraft ΔF_{mag} für Variante V4 größer ausfällt als für Variante V2.

4.6.2 Dynamische Charakterisierung

Für eine dynamische Charakterisierung muss eine synchrone Messung des Ansteuer signals und des Ausgangssignals durchgeführt werden. Diese Signale sind beim antagonistischen Schalter und beim bistabilen Aktor der elektrische Heizimpuls (Ansteuer signal) und die Verschiebung (Ausgangssignal). Hierzu wurde der antagonistische Schalter im variablen Aufbau des rechnergestützten Messstandes aufgebaut (siehe Abbildung 4.33 und 4.19).

Die Verschiebung wird mittels einer Hochgeschwindigkeits-Kamera mit Mikroskop-Objektiv und der über den FGL-Brücken fließende Strom bzw. die abfallende Spannung mit einem 2-Kanal-Oszilloskop zeitaufgelöst bestimmt. Sowohl das Oszilloskop als auch das Kamera-Steuerungsmodul besitzen einen digitalen Speicher, der dafür genutzt werden

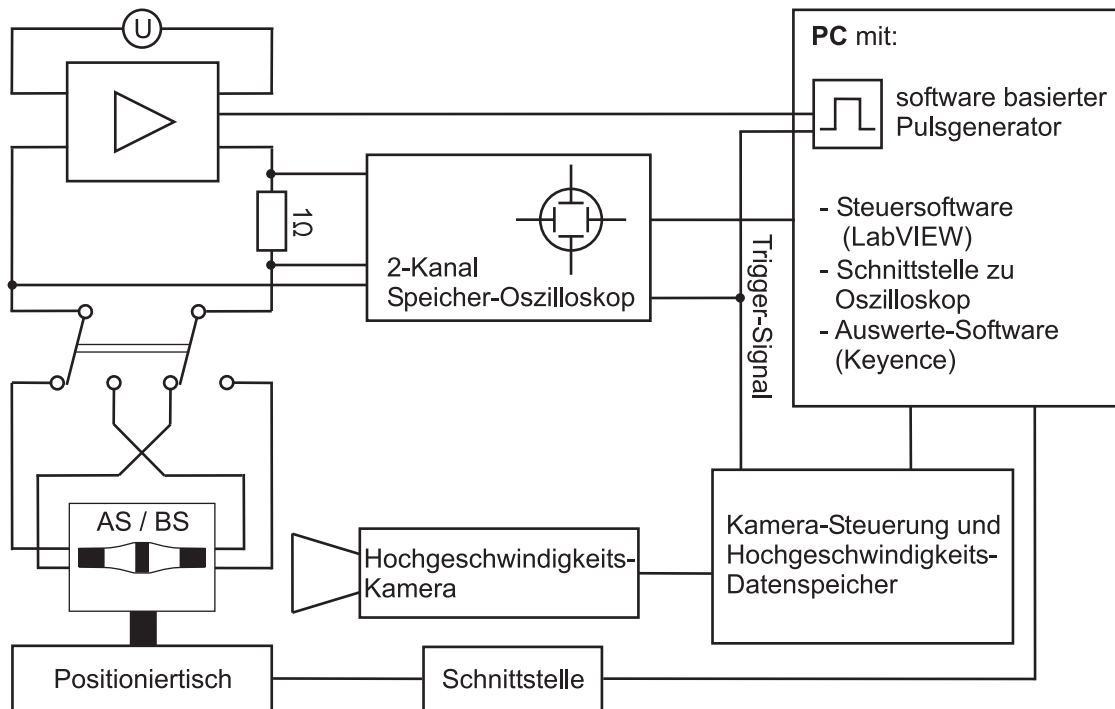


Abbildung 4.33: Block-Schaltbild des Messaufbaus zur dynamischen Charakterisierung.

kann, Messwerte vor dem eigentlichen Triggersignal mit in den Datensatz aufzunehmen („pre-triggern“).

Die Messung beginnt mit der softwarebasierten Generierung eines elektrischen Signals mit einer einstellbaren Anzahl an Rechteckpulsen mit variabler Pulslänge und Tastverhältnis, aber mit normierter Pulsintensität. Dieses Signal dient als Trigger-Signal für das 2-Kanal-Oszilloskop und für die Aufzeichnung mit der Hochgeschwindigkeitskamera. Zudem wird dieses Signal mit einer Verstärker-Schaltung um einen einstellbaren Faktor verstärkt. Die über der FGL-Brücke abfallende Spannung wird über den ersten Kanal des Oszilloskopes aufgenommen. Da das Oszilloskop nur Spannungen messen kann, wird der fließende Strom über einen zur FGL-Brücke in Reihe geschalteten ohmschen Widerstand in eine entsprechende Spannung auf den zweiten Kanal des Oszilloskopes umgesetzt. Die Strom- und Spannungsmesswerte können direkt nach der Messung aufbereitet werden. Die Aufzeichnung der Hochgeschwindigkeitskamera wird mit der Software VW-H1MA analysiert (siehe Abschnitt 2.3.2). Da das Hochgeschwindigkeits-Kamerasystem erst am Ende der vorliegenden Arbeit zur Verfügung stand, konnte die dynamische Charakterisierung erst mit der für das bistabile Mikroventil ausgewählten Variante V4 durchgeführt werden.

Einfluss des Heizpulses auf die Auslenkung des antagonistischen Schalters

Um den Einfluss des Heizpulses auf die Auslenkung des antagonistischen Schalters zu untersuchen, werden zwei Messreihen mit gleicher Gesamtvorauslenkung $D_V = 300 \mu\text{m}$ und gleichem FGL-Brückenpaar für die Variante V4 durchgeführt. In der ersten Messreihe wird die Pulsintensität (P_{el}) mit einer konstanten Pulsweite (PW) variiert (PIV=Pulsintensitätsvariation) und in der zweiten die Pulsweite bei konstanter Pulsintensität (PWV= Pulsweitenvariation). Dabei werden diese Parameter so gewählt, dass die Heizpulse der beiden Messreihen hinsichtlich ihrer gesamten Heizenergie E_H untereinander vergleichbar sind. Die Messungen zeigen das typische Verschiebungsverhalten, das bereits bei den statischen Messungen beobachtet wurde (siehe Kapitel 4.6.1). Der antagonistische Schalter zeigt eine maximal mögliche Verschiebung und dann einen relaxierten Zustand (quasistabiles Verhalten), nachdem der Heizpuls zu Ende und die Brücke wieder vollständig abgekühlt ist. Abbildung 4.34 zeigt die Pulsintensitätsvariation für eine konstante Pulsweite $PW = 250 \text{ ms}$. Diese Messreihe zeigt eine Abhängigkeit der maximal möglichen x_{AS} und der quasistabilen x_{QS} , in Abhängigkeit von der verwendeten Pulsintensität. Zudem ist eine Vergrößerung der Steigung der ansteigenden Flanke mit zunehmender Pulsintensität zu beobachten. Die Zeit, die vergeht bis der AS von der maximalen bis zu quasistabilen Verschiebung braucht (Relaxierungszeit T_R) ist ebenfalls abhängig von der verwendeten Pulsintensität.

Im Falle der Pulsweitenvariation (siehe Abbildung 4.35) zeigt die Messreihe wie auch bei der PIV eine Zunahme der maximal möglichen und der quasistabilen, relaxierten Verschiebung x in Abhängigkeit von der Pulsenergie. Alle Messwerte liegen bis zum Zeitpunkt der abfallenden Flanke des jeweilig verwendeten Heizpulses auf den Messwerten der Messung mit der längsten Pulsweite $PW = 1 \text{ s}$. Deutlich zu sehen ist hier die Zunahme der Relaxationszeit T_R in Abhängigkeit von der in das System eingespeisten Heizenergie.

Sowohl bei der PIV als auch bei der PWV ist die maximale Verschiebung x_{AS} abhängig von der eingespeisten Pulsenergie (siehe Abbildung 4.36). Bei der PWV zeigt sich eine Sättigung ab einer Pulsenergie $E_P = 150 \text{ mJ}$ (bei einer verwendeten Heizleistung von 360 mW). Ab diesem Wert sind sämtliche Bereiche der FGL-Mikrobrücke in die austenitische Phase umgewandelt und somit kommt es zu keiner weiteren Verschiebung des antagonistischen Schalters. Bei noch deutlich höheren Heizenergien (Pulsweiten) kommt es sogar zu einem thermischen Übertrag zur entgegenwirkenden FGL-Mikrobrücke, wodurch die maximal mögliche Verschiebung x_{AS} wieder sinkt. Da es sich bei der Wärmeleitung um einen trägen Vorgang handelt, kommt dieser Effekt bei kürzeren Heizpulsen weniger stark zum tragen (siehe gepunktete Linien in Abbildung 4.36). Der höhere Energieeintrag pro Zeiteinheit führt zudem dazu, dass sich mehr Bereiche pro Zeiteinheit in die austenitische Phase umwandeln können und sich dadurch die Verschiebungsgeschwindigkeit erhöht. Diese wiederum führt zu einer Erhöhung der kinetischen Energie des antagonistischen Schalters beim Schaltvorgang, was wiederum zur Erhöhung der Verschiebung führen kann. Dies deutet sich in Abbildung 4.36 ab einer Heizenergie von 170 mJ an. Da bei diesem Wert die Verstärker-Schaltung ihre maximale

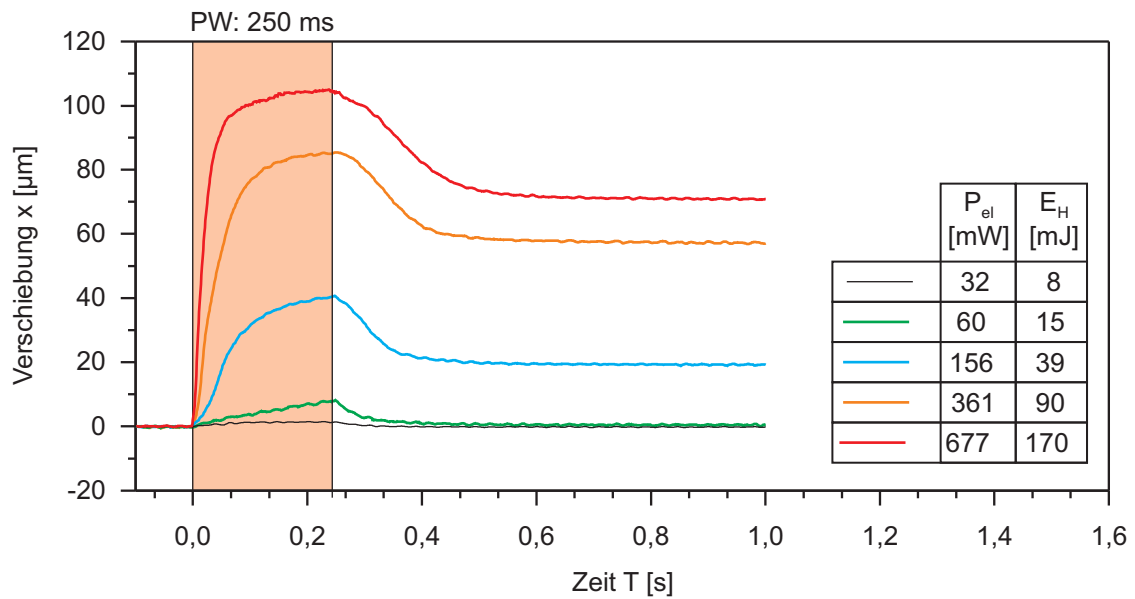


Abbildung 4.34: Zeitlich aufgelöste Verschiebung x des antagonistischen Schalters AS mit einer Gesamtvorauslenkung $D_V = 300 \mu\text{m}$, mit konstanter Pulsweite und unterschiedlichen Pulsintensitäten P_{el} . Der zeitliche Bereich des verwendeten Heizpulses ist hervorgehoben.

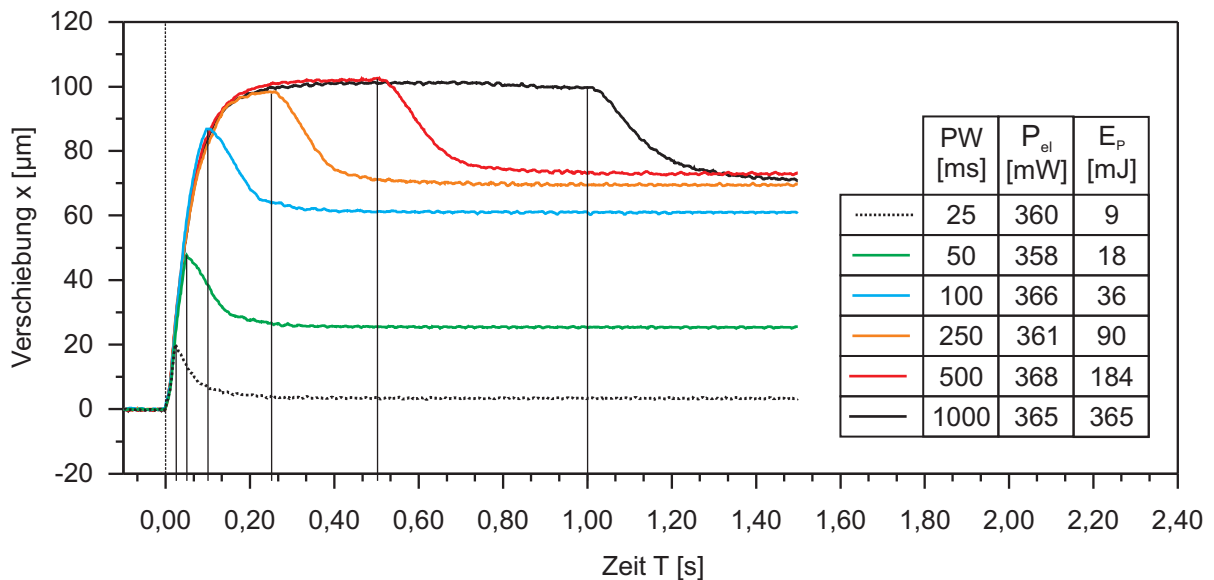


Abbildung 4.35: Zeitlich aufgelöste Verschiebung x des antagonistischen Schalters AS mit einer Gesamtvorauslenkung $D_V = 300 \mu\text{m}$ mit unterschiedlichen Pulsweiten (PW). Pulsweite PW , Pulsintensität P_{el} und die entsprechende Pulsenergie E_P sind für die jeweiligen Messwerte in der Tabelle aufgeführt.

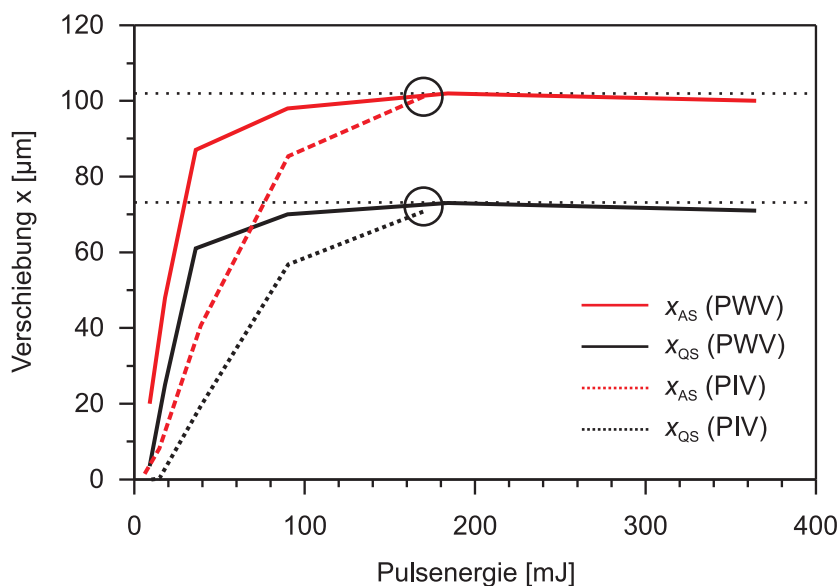


Abbildung 4.36: Vergleich der Verschiebungen x_{AS} sowie x_{QS} der Pulsweitenvariation (PWV) und der Pulsintensitätsvariation (PIV) in Abhängigkeit von der Pulsenergie. Ab einer Pulsenergie von 170 mJ nimmt bei der PWV sowohl x_{AS} als auch x_{QS} ab. Bei kürzeren Pulsen (PIV) zeigt sich dagegen ein Trend zu weiter ansteigenden Werten x_{AS} und x_{QS} .

Leistungsabgabe (um die 700 mW) erreicht hat, können hier keine weiteren Messwerte mit höheren Heizleistungen gewonnen werden.

Auswirkung der Gesamt vorauslenkung auf die Verschiebung des antagonistischen Schalters

Eine grundlegende Aussage der theoretischen Betrachtung des antagonistischen Schalters (siehe Abschnitt 4.3.1) ist, dass die maximal mögliche Verschiebung von der Gesamt vorauslenkung abhängig ist. Dies wird von der statischen Charakterisierung des antagonistischen Schalters bestätigt (siehe Abschnitt 4.6.1) und wird nun in diesem Abschnitt mit einer Dynamik-Messreihe weiter ausgeführt. Dazu wird ein antagonistischer Schalter im variablen Aufbau aufgebaut und dessen zeitlich aufgelöste Verschiebung x für unterschiedliche Gesamt vorauslenkungen D_V und konstantem Heizpuls (Pulsweite: 200 ms; Pulsleistung: 370 mW) untersucht. Abbildung 4.37 zeigt die vollständigen Schaltzyklen des antagonistischen Schalters für verschiedene D_V . Hierbei werden sowohl die Brücke B2 als auch B1 separat angesteuert. Auch hier zeigt sich die Abhängigkeit der Verschiebungen x_{AS} und x_{QS} von der Gesamt vorauslenkung. Der maximale Hub s_{AS} , der quasi-stabile Hub s_{QS} sowie deren Verhältnis sind in Abbildung 4.38 grafisch dargestellt. Das Verhältnis s_{QS}/s_{AS} zeigt ein Optimum bei einer Gesamt vorauslenkung D_V von 300 µm und einen deutlichen Rückgang für $D_V > 300$ µm .

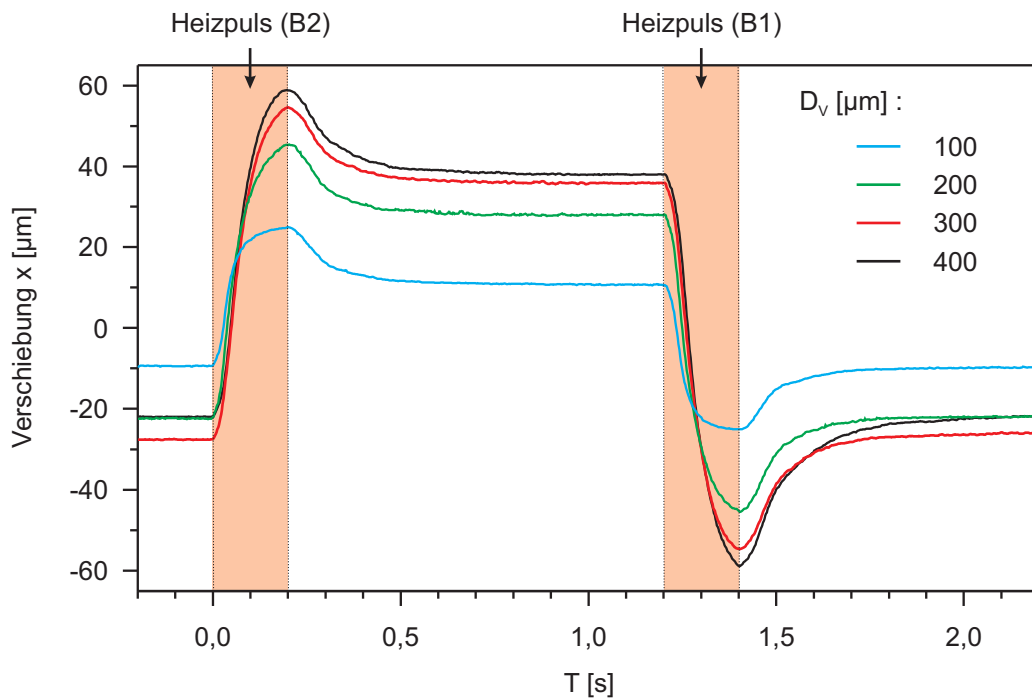


Abbildung 4.37: Zeitlich aufgelöste Verschiebung x , vollständiger Schaltzyklen des antagonistischen Schalters für verschiedene Gesamt vorauslenkungen D_V .

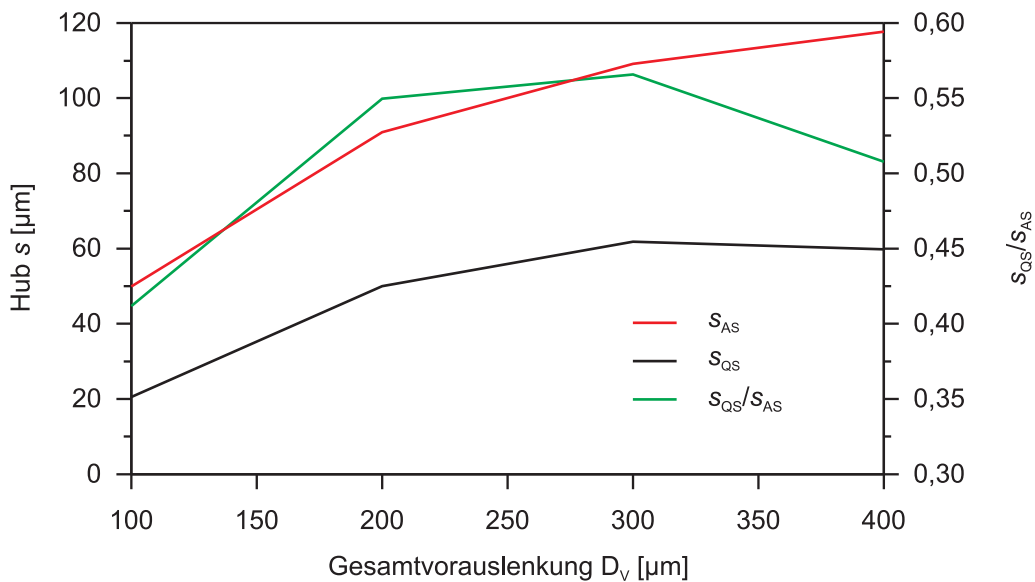


Abbildung 4.38: Maximal möglicher Hub s_{AS} , quasistabiler Hub s_{QS} und das Verhältnis s_{QS}/s_{AS} in Abhängigkeit von der Gesamt vorauslenkung D_V des antagonistischen Schalters.

4 Bistabiler Magneto-FGL-Aktor

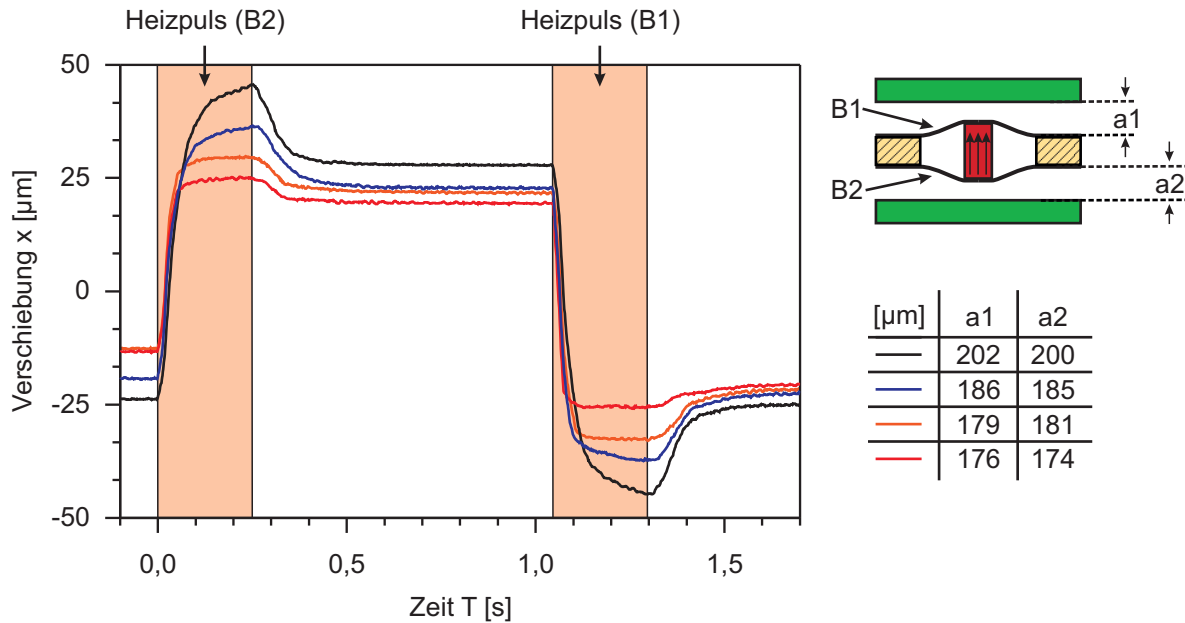


Abbildung 4.39: Zeitlich aufgelöste Verschiebung x , vollständiger Schaltzyklen des bistabilen Schalters für verschiedene Abstände a_1 und a_2 mit $D_V = 302 \mu\text{m}$.

Bistabiler Aktor mit Abstandsvariation der weichmagnetischen Anschläge

Wie in Abbildung 4.1 dargestellt befinden sich im geplanten Entwurf des bistabilen Aktors³ beide FGL-Brücken auf den gegenüberliegenden Seiten eines Trägersubstrates. Damit sich bistabiles Verhalten einstellt, muss ein definierter Abstand zwischen diesen beiden Seiten und den jeweils gegenüber liegenden weichmagnetischen Anschlägen der Variante V4 eingehalten werden. Die Auswirkung unterschiedlicher Abstände zeigt folgende Messreihe, bei der ein bistabiler Aktor der Variante V4 im variablen Aufbau aufgebaut und die Abstände zum oberen und unteren weichmagnetischen Anschlag verändert werden. Abbildung 4.39 zeigt die Messergebnisse für unterschiedliche Abstände mit konstanter Gesamtvorauslenkung $D_V = 302 \mu\text{m}$ sowie konstantem Heizpuls (250 ms / 360 mW). Die jeweiligen Abstände a_1 und a_2 sind in Abbildung 4.39 aufgeführt. Der Abstand zwischen der Brücke B1 und der Unterseite des oberen Anschlages ist dabei a_1 und der Abstand zwischen der Brücke B2 und der Oberseite des unteren Anschlages a_2 .⁴

Bei sehr großen Abständen (siehe schwarze Linie in Abbildung 4.39) der weichmagnetischen Anschläge, verhält sich der bistabile Schalter nahezu wie ein antagonistischer Schalter ohne weichmagnetische Anschläge. Die resultierenden magnetostatischen Kräfte sind hier so gering, dass sie praktisch nicht wirken. Dies liegt zum einen daran, dass die absolute Entfernung zu den Anschlägen groß und damit die magnetostatische Kraft

³Dieser Aufbau entspricht dem des bistabilen Mikroventils (5).

⁴Im Urzustand, also bei einer Gesamtvorauslenkung von $300 \mu\text{m}$, beträgt die Auslenkung vom Zentrum bis zum Randbereich der FGL-Brücken jeweils $150 \mu\text{m}$.

zu den jeweiligen Anschlägen klein ist. Zudem ist der Kraftunterschied zu den jeweiligen Anschlägen auf Grund des geringen relativen Entfernungsunterschiedes sehr klein, wodurch auch die resultierende Kraft gering ausfällt.

Bei der blauen, orangenen und roten Kurve werden die Abstände immer weiter verkleinert, so dass es zu einem Kontakt zwischen dem antagonistischen Schalter und dem weichmagnetischen Anschlägen kommt, bevor der AS seine mögliche maximale Verschiebung erreicht. Dadurch wird der maximal mögliche Hub s_{AS} verringert, aber auch das Verhältnis zwischen s_{AS} und dem relaxierten Zustand. Im Fall der blauen Kurve befindet sich der antagonistische Schalter mit seinem Magneten nach dem Heizpuls nicht mehr in Kontakt mit dem weichmagnetischen Anschlag. Der quasistabile Zustand wird hier jedoch durch die erhöhte magnetostatische Kraft „verstärkt“ in dieser Position gehalten wodurch auch die Abnahme der Relaxation zu erklären ist. Im Falle der orangenen und roten Kurve zeigt sich bistabiles Verhalten, da sich der antagonistische Schalter nach den jeweiligen Heizpulsen in Kontakt mit dem weichmagnetischen Anschlag befindet und so die maximal mögliche magnetostatische Haltekraft erzeugt wird. Trotz sehr steifer Montage der weichmagnetischen Anschläge (siehe Abschnitt 4.4), sind die vom antagonistischen Schalter erzeugten Kräfte hoch genug, diese elastisch zu verformen. Dadurch kommt es nach dem Kontakt zur Ausbildung der zu beobachtenden Überhöhung, die dann nach Ende der Heizpulse wieder abnimmt. Da die Verschiebung des antagonistischen Schalters am Magneten gemessen wird und sich dieser in Kontakt mit den weichmagnetischen Anschlägen befindet, wird diese Bewegung in der Messung mit dargestellt. Nach Ende des Heizpulses beträgt die relative Bewegung des antagonistischen Schalters zum weichmagnetischen Anschlag bei der roten und orangenen Messreihe $< 2 \mu\text{m}$. Bei der blauen Kurve wird eine kombinierte Bewegung der Anschläge von $2\text{-}3 \mu\text{m}$ mit der relativen Bewegung des antagonistische Schalter von $9 \mu\text{m}$ gemessen.

4.6.3 Abschließende Diskussion

Die Ergebnisse der Messungen des statischen und dynamischen Verhaltens zeigen die erfolgreiche Umsetzung des in Abschnitt 4.1 vorgestellten Konzepts. Die bestimmten Verschiebungen des antagonistischen Schalters, des in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten Modells, werden von den statischen Messungen bestätigt. Zudem zeigt sich die erwartet starke Abhängigkeit der Verschiebung der Gesamt vorauslenkung der beiden FGL-Brücken. Auch kann ein Vergleich der Varianten V2 und V4 anhand der statischen Messergebnisse durchgeführt werden. Hier zeigt sich, dass sich die antagonistischen Schalter beider Varianten kaum in ihrem Verhalten unterscheiden. Im Falle der bistabilen Aktoren, zeigt die Variante V4 jedoch einen größeren bistabilen Hub s_{BS} , was auf höhere resultierende magnetostatische Kräfte zurückzuführen ist. Dies wiederum bestätigt die in Abschnitt 4.3.2.1 gezeigten Ergebnisse der magnetostatischen Simulationen, die für Variante V4 mit den definierten Randbedingungen höhere Kräfte vorhersagen.

Die dynamischen Messergebnisse der maximal möglichen Verschiebungen unterscheiden sich teilweise sehr stark von den statischen Messungen und somit auch von den Ergebnissen des entwickelten Modells. Dies ist dadurch zu erklären, dass im dynamischen

Fall kinetische Faktoren eine starke Rolle spielen. Das zeigen vor allem die Ergebnisse der Pulsweiten- und Pulsintensitätsvariation. Das vorgestellte Modell basiert jedoch auf Messreihen einzelner FGL-Brücken, die mit langsam stetig steigender Leistung betrieben wurden. Die errechneten Verschiebungen können folglich nicht denen der dynamischen Experimente entsprechen. Dazu müsste das bestehende Modell, basierend auf dynamischen Messungen einzelner unterschiedlich belasteter Brücken, erweitert werden.

Anhand der Ergebnisse können jedoch einige wichtige Regeln für den Betrieb und die Entwicklung des in Kapitel 5 vorgestellten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils hergeleitet werden:

1. **Der maximale Hub des antagonistischen Schalters und des bistabilen Aktors, sowie die maximal mögliche Haltekraft bei gegebenem magnetischen Rückhaltesystem, ist durch die Gesamt vorauslenkung einstellbar.** Dies zeigen sowohl das Modell als auch die statische sowie dynamische Charakterisierung. Jedoch sollte die Gesamt vorauslenkung bei den gewählten Abmessungen der FGL-Brücken den Wert von 350 μm nicht überschreiten, da sonst der Hub wieder sinkt (siehe Abbildung 4.38) und die FGL-Brücken sich plastisch verformen können.
2. **Um bistabiles Verhalten zu erhalten, müssen die Abstände der weichmagnetischen Strukturen relativ zum antagonistischen Schalter sehr genau eingehalten werden.** Dies zeigt im Speziellen die in Abbildung 4.39 dargestellte Messreihe der Variante V4. Der Bereich, in dem bistabiles Verhalten erreicht wird, ist zudem abhängig von der gewählten Gesamt vorauslenkung. Je größer die Gesamt vorauslenkung desto schmaler ist der Bereich, indem bistabiles Verhalten beobachtet werden kann. Bei einer Gesamt vorauslenkung von 300 μm ist dieser Bereich $\pm 5 \mu\text{m}$ groß.
3. **Der maximale Hub des antagonistischen Schalters ist von der Art des Heizpulses abhängig.** Bei gleichbleibender Pulsenergie und abnehmender Pulsweite eines Rechteckpulses steigt die Beschleunigung des AS und somit auch der Anteil der kinetischen Energie. Dies führt zu einer Erhöhung des maximal erreichbaren Hubes des AS. Für Pulsweiten $< 25\text{ms}$ können jedoch keine Aussagen gemacht werden, da hierzu weitere Messdaten fehlen. Es ist aber anzunehmen, dass dieser Effekt immer kleiner wird, da es sich bei der thermischen Phasenumwandlung in der Formgedächtnislegierung um einen begrenzt schnellen Prozess handelt. Ein weiterer Vorteil kürzerer Pulse ist der geringere Wärmeübertrag über den Abstandhalter auf die entgegenwirkende FGL-Brücke. In der Variante V4 handelt es sich dabei um einen NdFeB-Magneten, der eine gute Wärmeübertragung erlaubt und selbst eine niedrige Curietemperatur von 90 $^{\circ}\text{C}$ besitzt und somit bei zu hohem Temperatureintrag seine Magnetisierung verlieren kann. Im Betrieb mit weichmagnetischen Anschlägen zeigt sich jedoch auch, dass ein zu kurzer intensiver Heizpuls und die damit verbundene hohe Schaltgeschwindigkeit, zu eine Art Prelleffekt beim Kontakt mit dem weichmagnetischen Anschlag führt und sich somit kein bistabiler Zustand einstellt. Gute Resultate wurden mit Heizpulsen der Länge 200 ms -300 ms und einer Heizleistung zwischen 300 mW und 500 mW erreicht.

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

5.1 Vergleich und Diskussion möglicher Ausführungsformen

Um möglichst geringe Leckraten zu erreichen, soll das Ventil als Sitzventil realisiert werden. Durch die Wahl dieser Bauart in Verbindung mit dem strukturellen Aufbau sowie dem Funktionsprinzip des entwickelten bistabilen Magneto-FGL-Aktors, lassen sich folgende Anforderungen definieren:

- Die magnetostatische Haltekraft muss in Richtung des Ventilsitzes wirken, oder durch ein Bauteil kraftschlüssig so geleitet werden, dass diese in Richtung des Ventilsitzes wirkt.
- Die magnetostatische Haltekraft wirkt entlang derselben Achse wie die der Bewegungsrichtung des antagonistischen Schalters.
- Das Ventil muss als Schichtaufbau aus unterschiedlichen Materialien aufgebaut werden können. Dabei steht die Bewegungsrichtung und die magnetostatische Haltekraft senkrecht zu den Schichtebenen.
- Das zu schaltende Fluid darf nicht mit dem antagonistischen Schalter in Berührung kommen.
- Hart- und weichmagnetische funktionelle Strukturen müssen mit angemessenem Aufwand und den der Mikrosystemtechnik zur Verfügung stehenden Herstellung- sowie Aufbau- und Verbindungstechniken realisierbar sein.
- Um eine geringe Leckrate zu erreichen, sollten Ventilsitz und Druckstempel aus unterschiedlich harten Materialien gefertigt sein. Dadurch kann beim Aufpressen des Druckstempels auf den Ventilsitz das weichere Material durch elastische Verformung Oberflächenunebenheiten sowie etwaige Fertigungstoleranzen ausgleichen.
- Um eine hohe Haltekraft in den stabilen Schaltzuständen zu gewährleisten, muss der Abstand zwischen den hart- und weichmagnetischen Strukturen in dieser Schaltstellung so gering wie möglich sein.

Tabelle 5.1 zeigt fünf mögliche Ausführungsformen des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils basierend auf den beiden Aktorvarianten V2 (bewegliche weichmagnetische Struktur) und V4 (bewegliche hartmagnetische Struktur). Zudem unterscheiden sich die Ausführungsformen in der Art der Kraftübertragung vom antagonistischen Schalter auf den Ventilsitz. Dabei werden zwei Möglichkeiten unterschieden, nämlich die unmittelbare Kraftübertragung, bei welcher der antagonistische Schalter mit seinem Abstandhalter direkt auf den Ventilsitz drückt und die, bei der die Kraft mit einem unmagnetischen sphärischen Stempel auf den zylindrischen Ventilsitz übertragen wird.

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

Das fluidische Bauelement (hier „fluidische Platte“ genannt), welches die Ventilkammer, den Ventilsitz und den Auslass beinhaltet, muss im Falle der Varianten A, C und D zusätzlich noch die Funktion des hart- (C und D) bzw. des weichmagnetischen (A) Anschlags erfüllen. Dadurch wird die Herstellung dieses Bauelementes erheblich erschwert. Für die Variante A kann die fluidische Platte durch mechanische Bearbeitung (Fräsen) z.B. eines weichmagnetischen Stahls realisiert werden. Diese Methode ist jedoch zeitaufwendig und nicht geeignet für die Parallelfertigung. Eine weitere Option zur Herstellung sind die Verwendung eines funktionalisierten Polymers und die Technologie des Heißprägens. Hierbei werden weichmagnetische Nanopartikel in den Kunststoff gemischt und dieses Gemisch durch Heißprägen strukturiert. Da die weichmagnetischen Nanopartikel in der Kunststoffmatrix einen endlichen Abstand voneinander besitzen, kommt es in dem Kompositmaterial zu starken Sprüngen der Reluktanz, wodurch die weichmagnetischen Eigenschaften stark leiden [98]. Im Falle der Variante D können Mikropartikel aus NdFeB in den Kunststoff eingebracht werden. Auch hier sind die magnetischen Eigenschaften deutlich schlechter als die der gesinterten Materialien [94]. Eine Kombination aus einer auf Kunststoff basierten fluidischen Platte und einem magnetischen Element ist auch möglich. Variante C zeigt dies für die Integration eines hartmagnetischen Ringes, der auf den zylindrischen Kunststoff-Ventilsitz aufgesteckt wird. Nachteilig ist, dass bei einer manuellen Montage die benötigten Toleranzen nicht eingehalten werden können. Zudem ist hier das poröse NdFeB unmittelbar dem Medium ausgesetzt.

Bei allen Varianten mit unmittelbarer Kraftübertragung fallen die erlaubten Toleranzen für den bistabilen Aktor sehr klein aus. Dies sowohl in Bewegungsrichtung des Aktors als auch hinsichtlich einer Verkippung des Aktors relativ zum Anschlag. Bei einer zu großen Verkippung führt dies sogar unmittelbar zum Versagen des Ventiles, da dieses nicht mehr verschlossen wird und die magnetostatischen Kräfte drastisch sinken.

Mittels räumlicher Trennung des magnetischen Anschlages und des Ventilsitzes können diese Schwierigkeiten umgangen werden (siehe Variante B und E). Dabei wird die erzeugte magnetostatische Kraft zwischen Anschlag und zentralem Abstandhalter des antagonistischen Schalters durch einen unmagnetischen sphärischen Stempel auf den Ventilsitz übertragen. Dies hat eine Reihe von Vorteilen gegenüber den Ventil-Varianten mit unmittelbarer Kraftübertragung:

- Bei Verwendung eines harten sphärischen Abstandhalters und einem weichen zylindrischen Ventilsitz, wird beim Verpressen eine gute Abdichtung erzielt. Dies liegt zum einen an der elastischen Verformung des Ventilsitzes, wodurch sich dieser an die Kontur des sphärischen Abstandhalters anpasst und zum anderen daran, dass sich der sphärische Abstandhalter selbständig im Ventilsitz zentriert. Dadurch erhöhen sich die erlaubten Toleranzen für den bistabilen Aktor.
- Es kann auf ein erprobtes Design und die entsprechenden Werkzeuge für die Herstellung der fluidischen Platte zurückgegriffen werden [6]. Dadurch kann sichergestellt werden, dass die fluidische Einheit des Ventils funktioniert.
- Die Modularität wird erhöht, da jede funktionale Aufgabe der einzelnen Strukturen jeweils auf einer eigenen Schichtebene realisiert wird.

5.1 Vergleich und Diskussion möglicher Ausführungsformen

<p>Legende:</p> <ul style="list-style-type: none"> unmagnetisches Material hartmagnetisches Material weichmagnetisches Material 	Ventil-Variante	Aktor-Variante	Kraftübertragung
	A	V4	direkt
	B	V4	indirekt
	C	V2	direkt
	D	V2	direkt
	E	V2	indirekt

Tabelle 5.1: Schematische Schnittbilder verschiedener Ausführungsformen des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils. Einteilung in Varianten mit direkter und indirekter Kraftübertragung vom antagonistischen Schalter auf den Ventilsitz.

Im Vergleich zu Variante B benötigt die Variante E mehr und komplexere Prozessschritte, beispielsweise das Abscheiden von NiFe auf NiTi oder die Integration eines hartmagnetischen Ringes in das Gehäuse. Zudem wurde in Kapitel 4 gezeigt, dass mit der Aktor-Variante V4 höhere magnetostatische Haltekräfte erzeugt werden können. Für die Umsetzung des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils wurde folglich die Variante B ausgewählt.

5.2 Funktionsprinzip

Das Funktionsprinzip wird in der Abbildung 5.1 anhand eines schematischen Schnittbildes durch den Schwerpunkt des Ventils dargestellt. Das bistabile Magneto-FGL-Mikroventil besteht aus einer Aktor-Einheit und einer fluidischen Einheit. Die Aktoreinheit umfasst einen antagonistischen Schalter AS (siehe Abschnitt 4.1) mit hartmagnetischem Zylinder, der sich zwischen zwei weichmagnetischen Platten befindet. Die fluidische Einheit besteht aus einer fluidischen Platte, einer Membran und einem sphärischen Stempel. Die fluidische Platte umfasst dabei eine Ventilkammer, einen fluidischen Ein- und Auslass sowie einen Ventilsitz. Um die Aktor-Einheit vor dem Fluid zu schützen, ist die Oberseite der Ventilkammer mit einer Membran versiegelt.

Bei geschlossenem Ventil (siehe Abbildung 5.1a), befindet sich der hartmagnetische Zylinder des antagonistischen Schalters in Kontakt mit dem unterem weichmagnetischen Anschlag WA2. Innerhalb einer Aussparung im Zentrum des weichmagnetischen Anschlages WA2 befindet sich der unmagnetische sphärische Stempel. Dieser wird in den elastischen Ventilsitz der fluidischen Platte mit samt der Membran eingepresst und verschließt somit das Ventil. Um diesen Schaltzustand stabil halten zu können, muss die in Richtung des Ventilsitzes wirkende resultierende magnetostatische Kraft größer sein, als die rückstellende Kraft des antagonistischen Schalters und der vom Fluid auf den Stempel ausgeübten Kraft ¹. Um das Ventil zu öffnen wird die FGL-Brücke B2 durch einen elektrischen Strom erhitzt. Dadurch steigt die rückstellende Kraft von B2 an, wodurch auch die resultierende rückstellende Kraft des antagonistischen Schalters ansteigt. Sobald diese zusammen mit der vom Fluid auf den Ventilsitz wirkenden Kraft die magnetostatische Haltekraft übertrifft, löst sich der antagonistische Schalter vom weichmagnetischen Anschlag WA2 und bewegt sich in Richtung von WA1. Nachdem die FGL-Brücke B2 abgekühlt ist, wird die zweite stabile Position (siehe Abbildung 5.1) auf Grund der nun dominierenden resultierenden magnetostatischen Kraft in Richtung WA1 stabil gehalten. Dabei ist der sphärische Stempel frei beweglich. Die auf die Membran wirkende Kraft des Fluides deformiert diese in Richtung der Aktor-Einheit und das Fluid kann zwischen Ein- und Auslass frei strömen. Um das Ventil wieder in den geschlossenen Zustand zu bringen, muss die FGL-Brücke B1 erhitzt werden.

¹In Abschnitt 5.3.2 wird näher auf die wirkenden Kräfte in den beiden Schaltpositionen eingegangen.

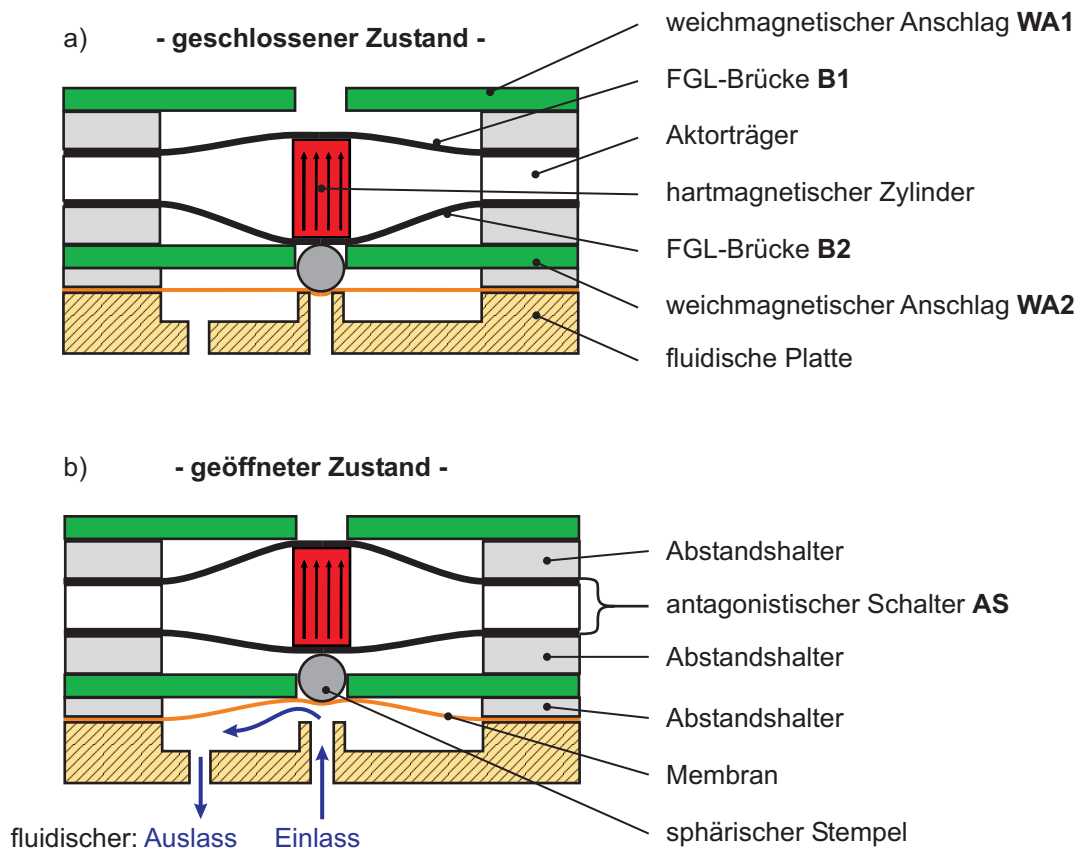


Abbildung 5.1: Funktionsprinzip des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils. Die schematischen Schnittbilder zeigen das Ventil im stabilen geschlossenen a) und offenen Zustand b). Um das Ventil zu öffnen muss die FGL-Brücke B2 durch einen elektrischen Strom erhitzt werden. Um vom geöffneten in den geschlossenen Zustand zu gelangen muss dementsprechend die FGL-Brücke B1 erhitzt werden.

5.3 Systemdesign und Auslegung

Im Abschnitt 4.3.1 wurden sowohl die im System des antagonistischen Schalters wirkenden Kräfte, als auch die möglichen Haltekräfte in den stabilen Schaltzuständen gegenüber äußeren Kräften betrachtet. Anhand dieser gewonnenen Daten, wurde das magnetische Rückhaltesystem optimiert (siehe Abschnitt 4.3.2). Im speziellen Falle des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils sind die vom Differenzdruck auf die Membran wirkenden Kräfte in den beiden Schaltzuständen unterschiedlich groß. Diese Kräfte müssen abgeschätzt werden, um das Layout des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils optimieren zu können.

5.3.1 Wechselwirkungen zwischen Rückhalte-, Aktor- und Fluidik-System

Abbildung 5.2 zeigt das schematische Schnittbild mit den entsprechend wirkenden Kräften für folgende Zustände des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils:

- Das Ventil ist im stabil geschlossenen Zustand ohne erhitzte FGL-Brücke (1).
- Das Ventil ist kurz vor dem Öffnen. Dabei wird die Brücke B2 erhitzt, der antagonistische Schalter ist aber noch in Kontakt mit dem weichmagnetischen Anschlag WA2 (2).
- Das Ventil ist im stabil geöffneten Zustand ohne erhitzte FGL-Brücke (3).
- Das Ventil ist kurz vor dem Schliessen. Dabei wird die Brücke B1 erhitzt, der antagonistische Schalter ist aber noch in Kontakt mit dem weichmagnetischen Anschlag WA1 (4).

Die Skizze der Kräfte zeigt, dass es im Betrieb zu einem Lastwechsel der vom Fluid ausgehenden Kräfte kommt, die immer in eine Richtung wirken. Dies hat zur Folge, dass die Anwendung des im Kapitel 4 entwickelten bistabilen Magneto-FGL-Aktors in einem Sitzventil besondere Anforderungen an die Optimierung des Zusammenspiels der Komponenten darstellt. Dies hat bei einem symmetrischen Aufbau zur Folge, dass der Arbeitsbereich des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils eingeschränkt ist. Bei definierter Geometrie der FGL-Brücken, des hartmagnetischen Zylinder, der weichmagnetischen Anschläge und der fluidischen Platte kann dieser Arbeitsbereich ausschließlich über die Gesamtvorauslenkung D_V der FGL-Brücken und mittels der Abstände des antagonistischen Schalters zu den weichmagnetischen Anschlägen eingestellt werden.

Bei Erhöhung von D_V steigt die mögliche Schaltkraft des antagonistischen Schalters bis zu einem gewissen Grade an, wodurch auch bei höheren Differenzdrücken geschaltet werden kann. Dadurch steigt jedoch, neben der erhöhten Kraft auf die Membran auch die resultierende, rückstellende Kraft des antagonistischen Schalters in den Endpositionen an. Bei einem begrenzt starken Rückhaltesystem führt dies dazu, dass im geschlossenen Zustand die erhöhte rückstellende Kraft des antagonistischen Schalters samt der auf die Membran wirkenden Kraft die magnetostatische Haltekraft übersteigt und dieser Zustand nicht stabil gehalten werden kann. Die Erhöhung von D_V ermöglicht so nur bis zu

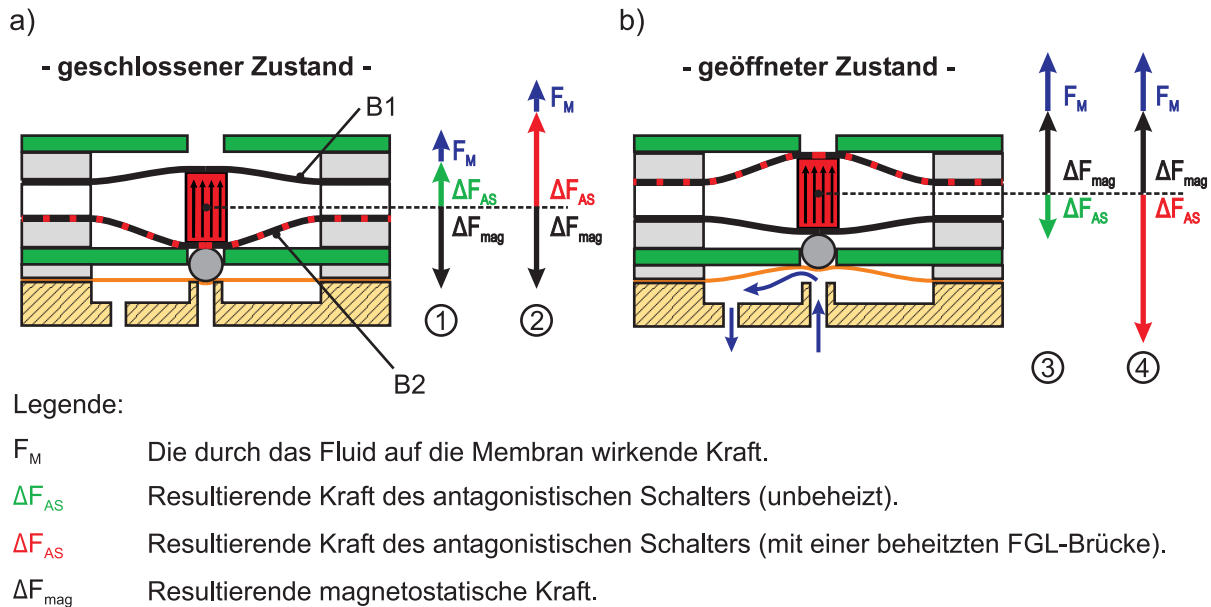


Abbildung 5.2: Schematische Darstellung des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils in den beiden stabilen Schaltzuständen. Die wirkenden Kräfte sind für den geschlossenen Zustand 1); ersten Moment des Öffnens 2); offenen Zustand 3); ersten Moment des Schließens 4) dargestellt. Die eingezeichneten Kräfte stellen die qualitative Situation dar.

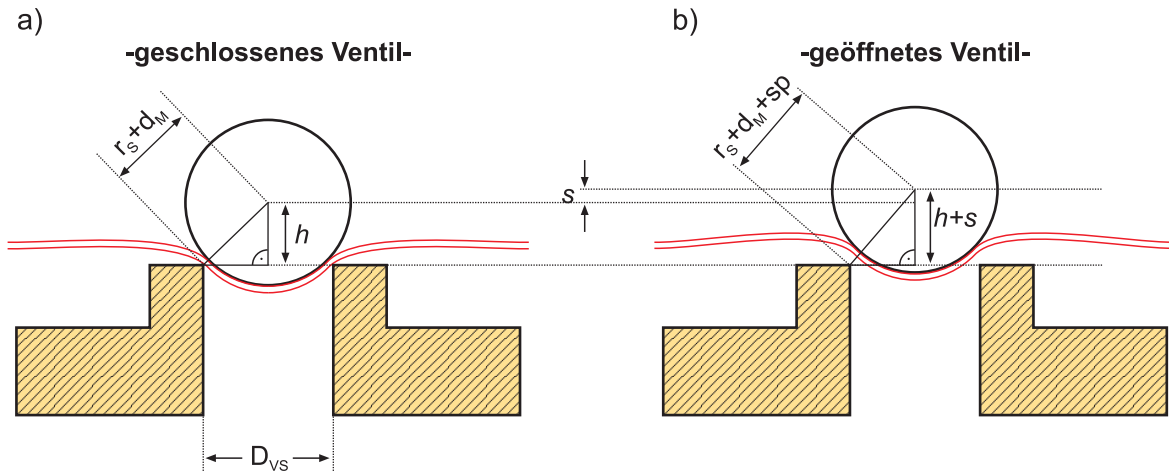
einem gewissen Grade auch den Bereich des möglichen Differenzdruckes zu erhöhen. In diesem Fall kann dann der Abstand zwischen dem antagonistischen Schalter und dem weichmagnetischen Anschlag WA2 relativ zu WA1 verkürzt werden. Dadurch steigt die resultierende magnetostatische Kraft in Richtung von WA2 an und das Ventil kann auch bei höherem Differenzdruck bistabil betrieben werden. Gleichzeitig kann dann aber das Ventil nicht mehr bei sehr kleinen Differenzdrücken betrieben werden, da durch die gesunkene Kraftunterstützung des Differenzdruckes die magnetostatische Kraft in Richtung WA2 dominiert und der antagonistische Schalter das Ventil nicht mehr öffnet. Durch Variation der Abstände kann demzufolge die Lage des Arbeitspunktes eingestellt werden.

Um die Auswirkung dieser Freiheitsgrade (die Abstände zu den weichmagnetischen Anschläge und die Gesamtvorauslenkung des antagonistischen Schalters) bei definierten Randbedingungen und deren Auswirkung auf das fluidische Verhalten des Ventils zu charakterisieren, wird ein Layout benötigt, mit dessen Hilfe diese Freiheitsgrade eingestellt werden können.

5.3.2 Abschätzung der druckabhängigen Kräfte

Für eine erste Abschätzung der Kräfte müssen die beiden stabilen Zustände unterschieden werden. Dabei wirkt, auf Grund der am Ein- und Auslass anliegenden Druckdifferenz p , die Kraft F_M auf die Membran im geschlossenen und im vollständig geöffneten Zustand.

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil



Legende:

r_s Radius des sphärischen Stempels

D_{VS} Durchmesser des Ventilsitzes

sp Spaltweite zwischen Stempel und Ventilsitz

s maximaler Hub des bistabilen Aktors

h Abstand Mittelpunkt des Stempels und Ventilsitz

d_m Dicke der Membran

Abbildung 5.3: Skizze zur Berechnung der Spaltöffnung. Es sind der geschlossene Zustand a) und geöffnete Zustand b).

Um bistabiles Verhalten zu erreichen, muss die Kraft im geschlossenen Zustand vom magnetischen Rückhaltesystem zusätzlich aufgebracht werden. Beim Schließvorgang hingegen muss die auf die Membran wirkende Kraft zusätzlich vom antagonistischen Schalter aufgebracht werden. Die Abbildung 5.3 zeigt die Situation am Ventilsitz in beiden Zuständen als schematisches Schnittbild.

Mit den geometrischen Parametern der zur Verfügung stehenden Bauelemente (Radius des sphärischen Stempels $r_s = 250 \mu\text{m}$, Durchmesser des Ventilsitzes $D_{VS} = 400 \mu\text{m}$, Dicke der Membran $d_M = 12 \mu\text{m}$), kann nun die vom Hub s abhängige Spaltweite sp mit dem Satz des Pythagoras berechnet werden. Es ergibt sich für einen minimal angenommenen Hub $s = 40 \mu\text{m}$ eine Spaltweite von $sp = 27 \mu\text{m}$ und für einen maximalen Hub $s = 100 \mu\text{m}$ eine Spaltweite von $sp = 73 \mu\text{m}$. Im Vergleich zur Querschnittsfläche des Ventilsitzes von $0,126 \text{ mm}^2$ erreicht somit die ringförmige Querschnittsfläche im geöffneten Zustand nur $0,034 \text{ mm}^2$ ($s = 40 \mu\text{m}$) bis $0,092 \text{ mm}^2$. Da die durchströmte Querschnittsfläche des Ausgangskanals dem des Ventilsitzes entspricht, kommt es in der Ventilkammer zu einem Druckabfall, dem in der Abschätzung durch den Faktor k Rechnung getragen wird. Der Faktor k errechnet sich dabei aus der Reihenschaltung der fluidischen Widerstände und ist somit auch vom Hub s abhängig. Für die angenommenen Grenzwerte des Hubes liegt k zwischen $0,42$ ($s = 100 \mu\text{m}$) und $0,21$ ($s = 40 \mu\text{m}$). Die vereinfachte Annahme zur Abschätzung des Druckabfalls wird von dem empirisch gewonnenen Korrekturfaktor $k = 0,25$ derselben fluidischen Geometrie bestätigt [6]. Es gilt für die bei einem Differenzdruck p , auf die Fläche A_M wirkende Kraft F_M (wobei im geschlossenem Zustand $k = 1$; $A_M = 0,125 \text{ mm}^2$ und im geöffneten Zustand $0,21 \leq k \leq 0,42$; $A_M = 3,14 \text{ mm}^2$ gilt):

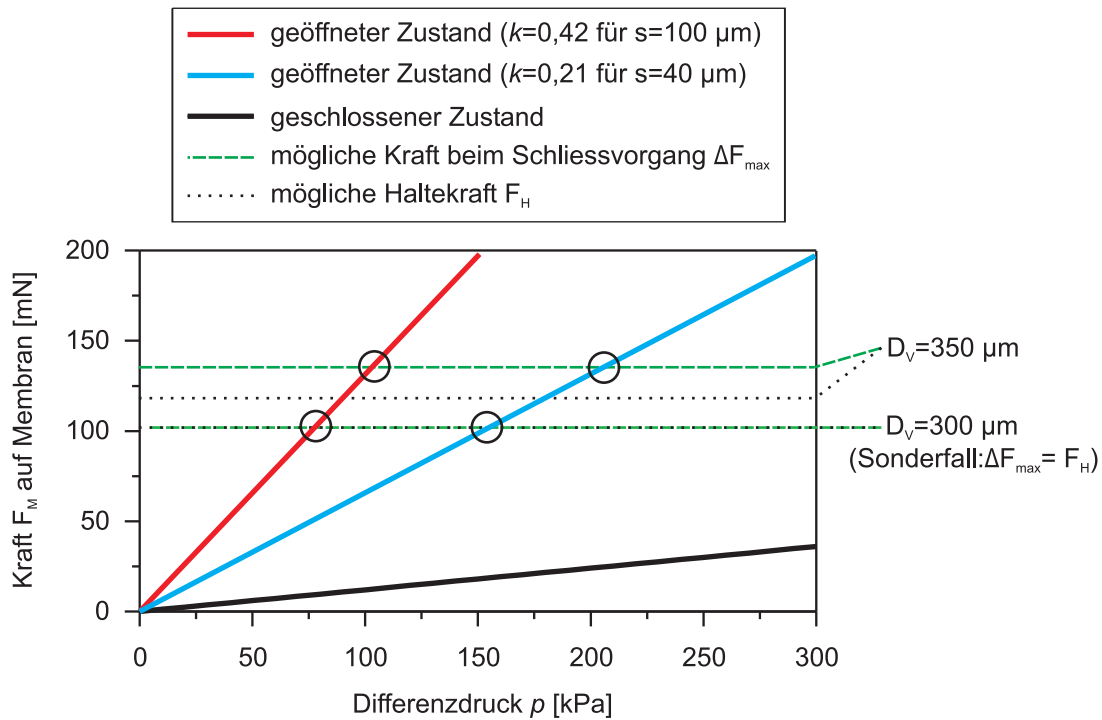


Abbildung 5.4: Berechnete Kräfte, die auf die Membran im geöffneten (rote und blaue Kurve) und geschlossenen Zustand (schwarze Kurve) wirken. Zur Abschätzung der Realisierbarkeit sind die in Abschnitt 4.3.3 errechneten Werte der möglichen Schalt- und Haltekräfte in Abhängigkeit der Gesamtvorauslenkungen D_V eingetragen.

$$F_M = A_M \cdot p \cdot k \quad (5.1)$$

Abbildung 5.4 zeigt die errechneten Werte für den geschlossenen und den geöffneten Zustand in Abhängigkeit des Drucks. Zusätzlich wurden die in Tabelle 4.7 aufgeführten Grenzwerte (maximal mögliche Haltekraft F_H und maximal vom antagonistischen Schalter erzeugbare Kraft ΔF_{max}) für verschiedene Gesamtvorauslenkungen D_V eingezeichnet. Dabei wurden die Werte mit den weichmagnetischen Anschlägen aus dem Material 9S20K und einer Dicke $d_{\text{ws}} = 0,3 \text{ mm}$ gewählt. Die Berechnung zeigt wie erwartet, dass beim Schliessvorgang eine höhere Kraft benötigt wird, als beim alleinigen Halten des geschlossenen Zustandes, da die im geöffneten Zustand wirkende Kraft überwunden werden muss. Auf Grundlage dieser Ergebnisse, ist bistabiles Öffnungs- und Schließverhalten für Differenzdrücke im Bereich von 100 bis 200 kPa bei einer Gesamtvorauslenkung von $D_V = 350 \mu\text{m}$ in Abhängigkeit vom Hub zu erwarten.

5.3.3 Geometrische Optimierung des magnetischen Rückhaltesystems

Um das Sitzventil mit dem entwickelten bistabilen Magneto-FGL-Aktor zu betreiben, muss das magnetische Rückhaltesystem angepasst werden. Dabei ist die notwendige Aus-

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

sparung im weichmagnetischen Anschlag WA2 die größte bauliche Veränderung. Zudem zeigte die Betrachtung in Abschnitt 5.3.1, dass die Bedingungen für die Haltekräfte in den beiden stabilen Zuständen wie auch die notwendigen Schaltkräfte unterschiedlich sind. Folglich werden in diesem Abschnitt die Auswirkungen des Durchmessers der Aussparung \varnothing_A sowie die Auswirkung unterschiedlicher Abstände mittels einer FEM Simulation untersucht und Designregeln festgelegt. Für alle Simulationen gelten folgende Randbedingungen:

- Geometrie des hartmagnetischen Zylinders ($\varnothing_M = 0,75$ mm und $h_M = 1,00$ mm)
- Material des hartmagnetischen Zylinders (gesintertes NdFeB; siehe Tabelle 4.5)
- Geometrie der weichmagnetischen Anschläge (plattenförmig mit einer Grundfläche von 11 mm x 6 mm und einer Dicke von $d_{WS} = 0,30$ mm)
- Material der weichmagnetischen Anschläge (Automatenstahl 9S20K; siehe Tabelle 4.6)
- Der minimale Durchmesser der Aussparung \varnothing_A hängt von dem Durchmesser des zur Verfügung stehenden sphärischen Stempels ab. Dieser beträgt 0,5 mm, wodurch sich ein minimales \varnothing_A von 0,51 mm ergibt.

5.3.3.1 Variation der Aussparung

Um die Auswirkung des Lochdurchmessers der Aussparung zu untersuchen, genügt die Betrachtung des halben rotationssymmetrischen Modells. Abbildung 5.5 zeigt das Simulationsergebnis der normierten magnetostatischen Kraft in Abhängigkeit des Lochdurchmessers \varnothing_A für verschiedene Abstände a_2 . Die Simulation zeigt, dass der Lochdurchmesser \varnothing_A mit steigendem Abstand a_2 immer weniger Einfluss auf die magnetostatische Kraft hat. Im Falle des Kontaktes ($a_2 = 0,001$ mm) nimmt die magnetostatische Kraft mit zunehmenden Lochdurchmesser ab und der Gradient nimmt bis zum Wert $\varnothing_A = \varnothing_M$ stetig zu.

Bei einer Vergrößerung des Lochdurchmessers von $\varnothing_A=0,5$ mm auf $\varnothing_A=0,6$ mm sinkt die magnetostatische Kraft um 20 %. Folglich sollte der Durchmesser der Aussparung immer so klein wie möglich sein. Da der sphärische Stempel mit einem Durchmesser von 0,5 mm in der Aussparung frei beweglich sein und hinsichtlich der Fertigung mit entsprechenden Fertigungstoleranzen gerechnet werden muss, wird hier ein Durchmesser von $\varnothing_A=0,55$ mm gewählt.

5.3.3.2 Variation der Abstände

Abbildung 5.6 zeigt die resultierende magnetostatische Kraft des Rückhaltesystems für den symmetrischen Fall (schwarze Linie) und für eine Variation des Abstandes a_1 bei gleich bleibendem Abstand a_2 . Dabei wurde ein Hub des antagonistischen Schalters von 78 μm angenommen, wobei die Mittellage des hartmagnetischen Zylinders 40 μm vom unteren weichmagnetischen Anschlag entfernt ist. Der obere weichmagnetische Anschlag

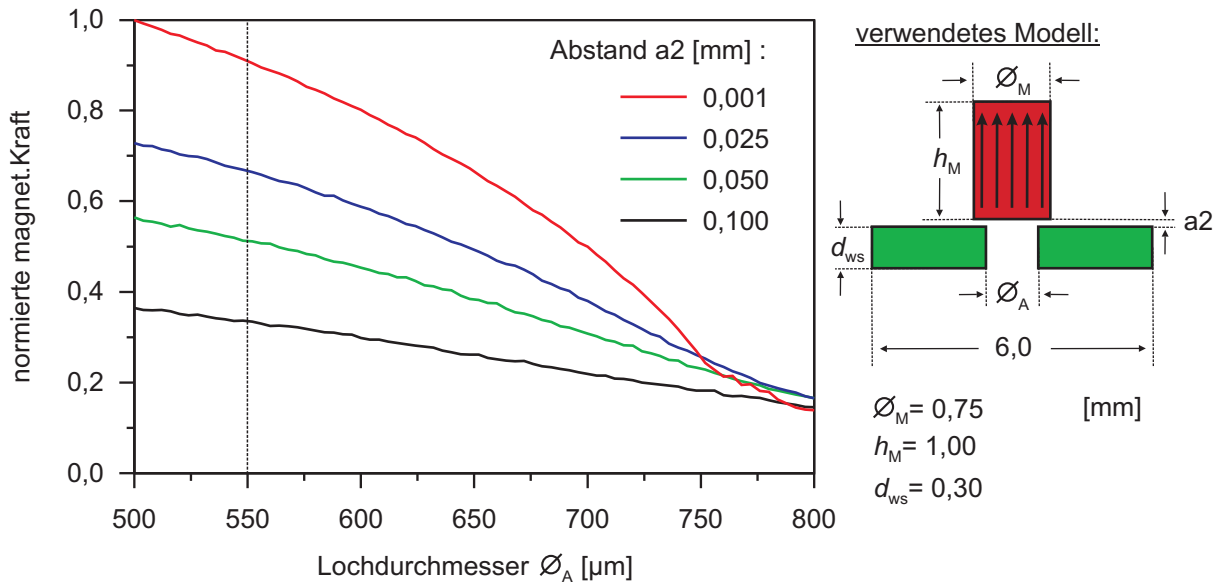


Abbildung 5.5: Simulierte normierte magnetostatische Kraft zwischen hartmagnetischen Zylinder und weichmagnetischer Scheibe in Abhängigkeit vom Lochdurchmesser \varnothing_A , für verschiedene Abstände a_2 .

besitzt aus Symmetriegründen dieselbe Aussparung wie der untere weichmagnetische Anschlag. Die Ergebnisse der unsymmetrischen Fälle zeigen, dass mit zunehmenden Abstand a_1 , die Kräfte am unteren Umkehrpunkt in Richtung des unteren weichmagnetischen Anschlages zunehmen und am oberen in Richtung des oberen Anschlages abnehmen. Dabei ist zu beobachten, dass dieser Effekt sich stärker auf den oberen Umkehrpunkt auswirkt. Dieser Effekt kann, wie bereits in Abschnitt 5.3.1 angedeutet, genutzt werden, um den Arbeitspunkt des bistablen Magneto-FGL-Mikroventils einzustellen und den Arbeitsbereich zu vergrößern. Somit steigt die Haltekraft mit steigendem Abstand a_1 im geschlossenen Zustand des Ventils, wohingegen die magnetostatische Kraft im geöffneten Zustand sinkt. Wie in Abbildung 5.4 gezeigt, steigt die durch den Differenzdruck verursachte Kraft im geschlossenen Zustand, auf Grund einer kleineren Fläche, deutlich weniger an. Folglich lässt sich das Ventil durch Erhöhung des Abstandes a_1 für höhere Drücke geschlossen halten und auch vom geöffneten in den geschlossenen Zustand umschalten.

5.3.4 Design-Regeln

Die in Abschnitt 4.3.3 aufgestellten Design-Regeln können mit den in diesem Kapitel gewonnenen Erkenntnissen für das bistabile Magneto-FGL-Mikroventil erweitert werden. So zeigte sich, dass bei konstantem Durchmesser des hartmagnetischen Zylinders \varnothing_M und steigendem Durchmesser der Aussparung \varnothing_A im weichmagnetischen Anschlag die magnetostatische Haltekraft sinkt. Dieses Verhalten ist nichtlinear und der Gradient wird um so größer, je mehr sich der Durchmesser \varnothing_A dem des hartmagnetischen Zylinders \varnothing_M annähert. Da der sphärische Stempel in der Aussparung frei beweglich sein soll, wurde

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

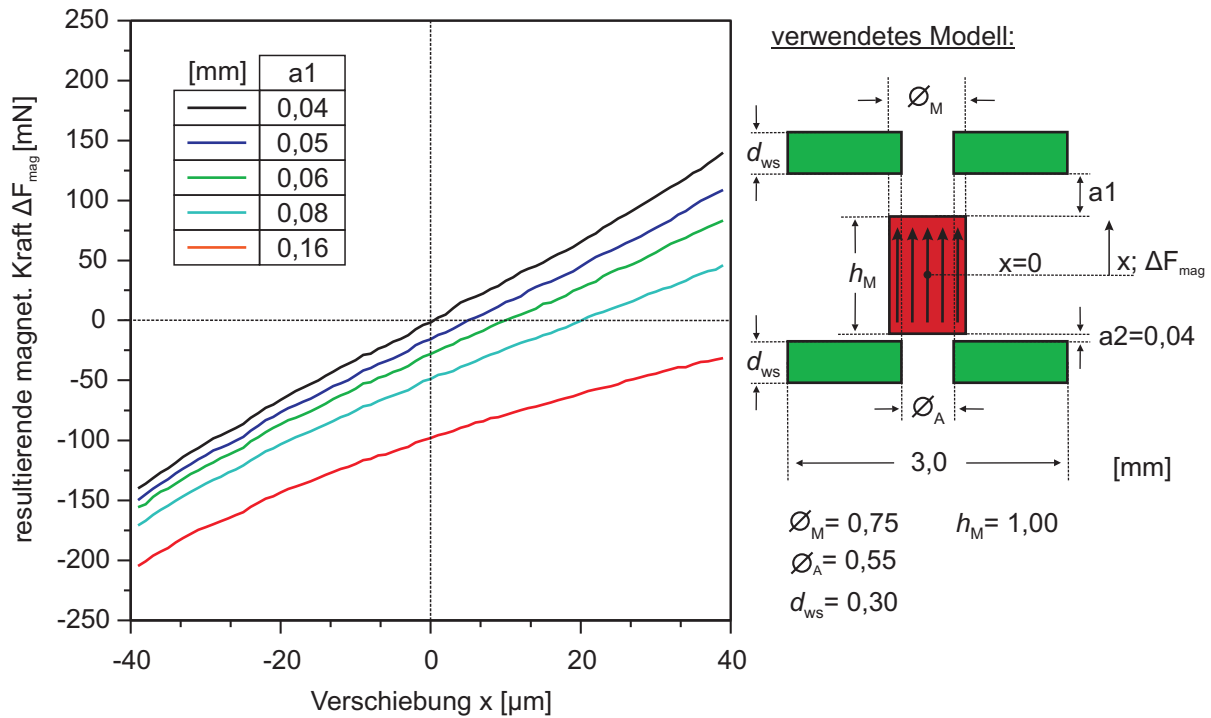


Abbildung 5.6: Resultierende magnetostatische Kraft des Rückhaltesystems in Abhängigkeit von der Verschiebung x und unterschiedlichen Abständen a_1 . Der Hub beträgt $s = 78 \mu\text{m}$ und der Abstand $a_2 = 40 \mu\text{m}$.

hier ein Durchmesser von $\varnothing_A = 0,55$ mm gewählt (siehe Abschnitt 5.3.3.1).

In den beiden stabilen Schaltzuständen sowie während der beiden Schaltvorgänge wirken unterschiedliche äussere Kräfte auf das System ein. Durch Anpassen der magnetostatischen Kräfte kann der Arbeitspunkt und der Arbeitsbereich des Ventils eingestellt werden. Dies ist durch unterschiedliche Abstände zwischen dem antagonistischen Schalter und den weichmagnetischen Anschlägen realisierbar (siehe Abschnitt 5.3.3.2). Abbildung 5.7 zeigt ein schematisches Schnittbild des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils mit den Abstandhaltern A1 bis A3 sowie mit dem Abstandhalter A4. Die Schichtdicken von A1 (h_{A1}), A2 (h_{A2}) und A3 (h_T) sind von der gewünschten Gesamt vorauslenkung D_V abhängig. So erhält man zusätzlich zu D_V zwei wichtige Parameter zur Einstellung des Arbeitsbereiches und des Arbeitspunktes. Es gelten hierfür folgende Design-Regeln:

- Für einen optimalen Betrieb im symmetrischen Fall sind die Schichtdicken h_{A1} und h_{A2} so einzustellen, dass die entstehenden Abstände a_1 und a_2 im Bereich zwischen dem halben quasistabilen Hub s_{QS} und des halben maximalen Hubs s_{AS} liegen (siehe 4.10).
- Im unsymmetrischen Fall kann durch Vergrößern einer der beiden Abstände die magnetostatische Kraft in Richtung des entsprechenden weichmagnetischen Anschlags verringert und in Richtung des gegenüberliegenden Anschlags vergrößert werden. Bei $h_{A1} > h_{A2}$ kann so das Ventil für höhere Differenzdrücke optimiert werden.

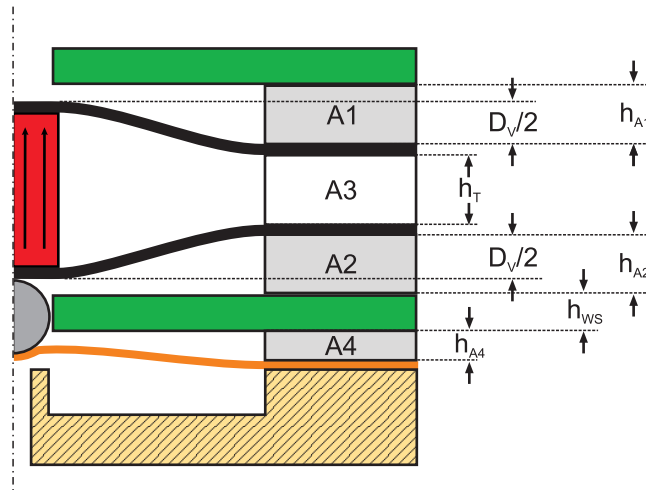


Abbildung 5.7: Lage der Abstandhalter (A1; A2; A3; A4) im bistabilen Magneto-FGL-Mikroventil mit antagonistischem Schalter in Mittelstellung. Die entsprechenden Schichtdicken (h_{A1} ; h_{A2} ; h_T ; h_{A4}) sind eingezeichnet.

- Im unsymmetrischen Fall mit eingeschränktem Hub des antagonistischen Schalters in Richtung des unteren weichmagnetischen Anschlages lässt sich die Haltekraft im geschlossenen Zustand weiter erhöhen. Durch die Einschränkung der maximal möglichen Auslenkung des antagonistischen Schalters s_{AS} sinkt auch die rückstellende Kraft ΔF_{AS} im Haltepunkt, wodurch sich der Arbeitspunkt des Ventils weiter in Richtung höherer Differenzdrücke optimieren lässt.

Um ein Ventil mit möglichst geringer Leckrate zu fertigen, muss eine definierte Schichtdicke des Abstandhalters A4 eingehalten werden. Bei ideal eingestellter Schichtdicke schließt der sphärische Stempel im geschlossenen Zustand bündig mit der Oberseite des unteren weichmagnetischen Anschlages ab. Hierdurch wird, um die maximale Haltekraft zu erzielen, ein minimaler Abstand zwischen hartmagnetischem Zylinder und weichmagnetischem Anschlag gewährleistet. So errechnet sich die Schichtdicke h_{A4} des Abstandhalters A4 mittels der Schichtdicke des weichmagnetischen Anschlages $d_{WS} = 300 \mu\text{m}$, der Membran $d_M = 12 \mu\text{m}$ und den Durchmessern des Ventilsitzes $D_{VS} = 400 \mu\text{m}$ sowie des sphärischen Stempels $D_S = 500 \mu\text{m}$ zu (siehe Abbildung 5.3):

$$h_{A4} = h + \frac{D_S}{2} - d_M - d_{WS} \quad (5.2)$$

mit:

$$h = \sqrt{\left(\frac{D_S}{2} + d_M\right)^2 - \left(\frac{D_{VS}}{2}\right)^2} \quad (5.3)$$

ergibt sich:

$$h_{A4} = 67 \mu\text{m}$$

5.4 Layout

Bei Betrachtung des gesamten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils, sieht man, dass es sich um einen komplexen dreidimensionalen Aufbau handelt, der zudem noch aus verschiedensten Materialien besteht. Wie in Abschnitt 2.2 beschrieben, kann diese Herausforderung nur mit einem hybriden Mikrosystem gelöst werden. Dabei verlagert sich jedoch die Komplexität in die Aufbau- und Verbindungstechnik, bei der exakt gearbeitet werden muss. Sowohl die theoretischen Betrachtungen als auch die experimentellen Untersuchungen zeigen, dass die exakte Einhaltung der Abstände der Bauteile (Schichten) zueinander eine ausschlaggebende Rolle spielt, um ein funktionierendes bistabiles Mikroventil zu erhalten. Bereits geringste Variationen dieser Abstände verändern die Eigenschaften des Ventils oder führen zu einem Versagen. Das Konzept des variablen Aufbaus (siehe Abschnitt 4.4) wird zunächst zur Charakterisierung des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils verwendet, um die dadurch gewonnenen Daten in die Umsetzung eines modularen Aufbaus einfließen zu lassen.

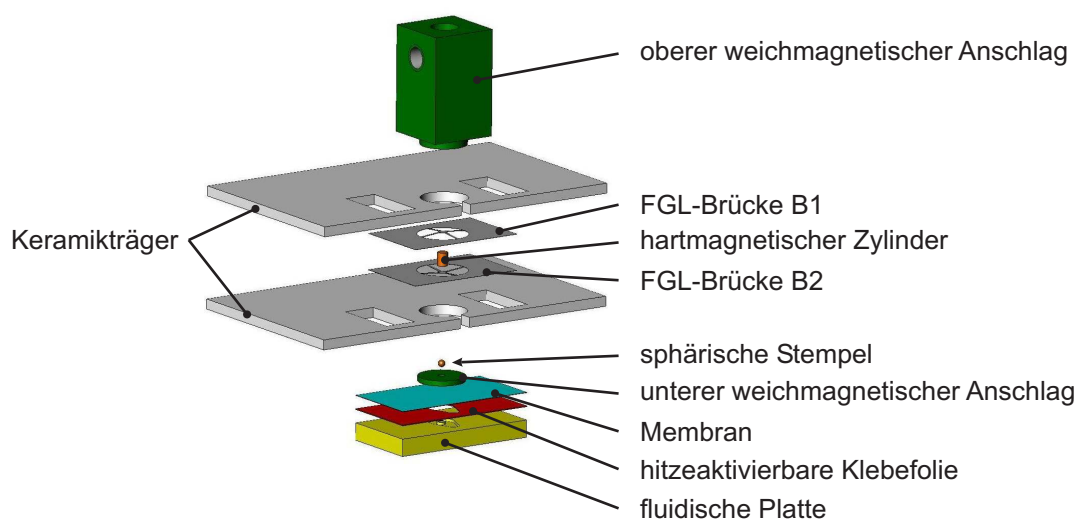


Abbildung 5.8: Explosivdarstellung des variablen Versuchsaufbaus.

5.4.1 Layout des variablen Aufbaus für In-situ-Messungen

In dem in Abschnitt 4.4 vorgestellten variablen Aufbau können die Abstände zwischen den einzelnen Komponenten des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils während der Untersuchung beliebig variiert werden. Zusätzlich lässt sich so neben den elektrischen und fluidischen auch simultan die dynamischen Eigenschaften des antagonistischen Schalters mit dem Hochgeschwindigkeits-Kamerasystem bestimmen. Dazu muss lediglich der untere weichmagnetische Anschlag des in Abbildung 4.19 dargestellten Aufbaus ausgetauscht werden. Dieser befindet sich unmittelbar auf der fluidischen Platte, da die Schicht-

dicke h_{A4} des Abstandhalters A4 bereits bekannt ist. Abbildung 5.8 zeigt den veränderten Versuchsaufbau mit allen notwendigen Bauteilen als schematische Explosivdarstellung. In Abbildung 5.9a ist der zusammengefügte Aufbau mit den relativ zueinander positionierbaren Komponenten dargestellt. Abbildung 5.9b zeigt den Aufbau mit eingestellten Abständen als Schnittbild. Um eine definierte Einspannung der FGL-Brücken zu gewährleisten, werden diese auf den innenliegenden Seiten der Keramikträger montiert. Beim gegenseitigen Verspannen werden diese von der Kante der Aussparung gekontert. Durch diese Art des Aufbaus müssen die weichmagnetischen Anschläge so ausgelegt werden, dass sie in die Aussparung der Keramikträger eindringen können. In Abbildung 5.9c ist eine Fotografie des variablen Aufbaus ohne den oberen weichmagnetischen Anschlag und ohne den x-y-z-Tisch des Elastometers dargestellt.

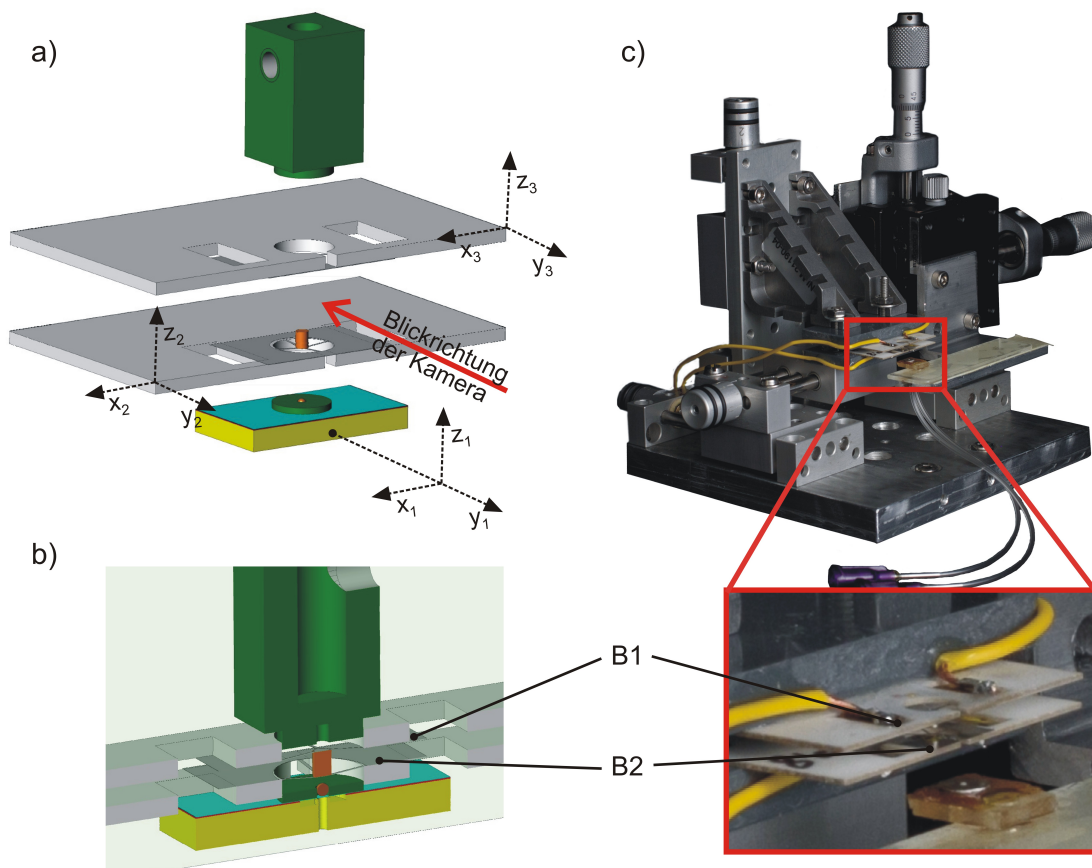


Abbildung 5.9: Variabler Versuchsaufbau mit relativ zueinander positionierbarer fluidischer Einheit, FGL-Brücke B1 und B2 (jeweils auf Keramikträger montiert) und oberer weichmagnetischer Anschlag. a) Schematische Darstellung der einzelnen Einheiten und ihren Freiheitsgrade relativ zum oberen weichmagnetischen Anschlag. b) Schnittbild des Aufbaus während des Betriebes. c) Fotografie des Aufbaus ohne oberen weichmagnetischen Anschlag und ohne x-y-z-Tisch des Elastometers dargestellt.

5.4.2 Layout des modularen Aufbaus

Abbildung 5.10 zeigt das entwickelte Layout des modularen Aufbaus in einer schematischen Explosivdarstellung. Die Idee des modularen Aufbaus ist, nach dem Baukastenprinzip, einzelne Komponenten aufzubauen, zu testen und dann beliebig miteinander zu kombinieren. Diese Komponenten sind im Falle des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils, der obere weichmagnetische Anschlag, der antagonistische Schalter und der untere weichmagnetische Anschlag mit fluidischer Einheit. Beim Stapeln dieser Komponenten, kann dann durch Abstandhalter mit unterschiedlichen Schichtdicken der Abstand der Komponenten zueinander eingestellt werden. Durch Verwendung eines Klemmrahmens und z.B. hitzeaktivierbaren Klebefolien, lässt sich so ein bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil aufbauen, testen und gegebenenfalls durch Austausch der Abstandhalter optimieren. Erst im letzten Schritt erfolgt dann die endgültige Verbindung der einzelnen Komponenten, durch z.B. Erhitzen des Stapels. Der Klemmrahmen (siehe Abbildung 5.11) muss dabei so konstruiert sein, dass dieser die laterale Justage der einzelnen Komponenten sicher stellt und das Ventil elektrisch und fluidisch kontaktiert werden kann. Zudem soll der Klemmrahmen als Montagehilfe dienen, um plane reproduzierbare Klebeverbindungen zu erzielen. Dazu muss dieser einerseits standfest aber dennoch schnell auf einer Heizplatte erhitzbar sein. Darum wurde ein weiterer massiver Messingblock, indem der Klemmrahmen fixiert werden kann, entwickelt (siehe Abbildung 5.12). So ist es möglich, mit fixierten Klemmrahmen die einzelnen Schichten zu montieren um dann den alleinigen Klemmrahmen zur Aktivierung der Klebefolie auf eine Heizplatte zu legen.

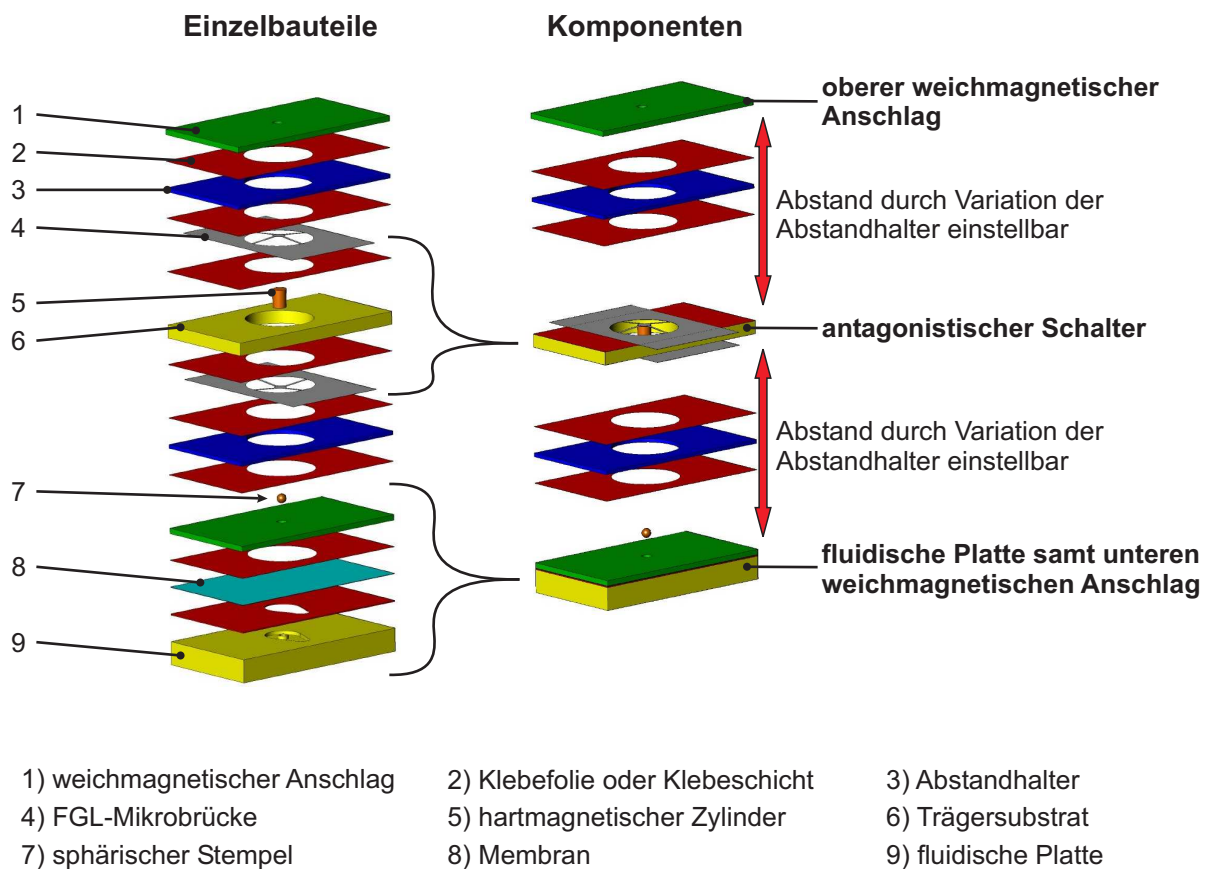


Abbildung 5.10: Explosionsdarstellung des modularen Aufbaus mit allen Bauteilen (links) und den einzelnen Komponenten samt der Abstandhalter und Klebeschichten (rechts).

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

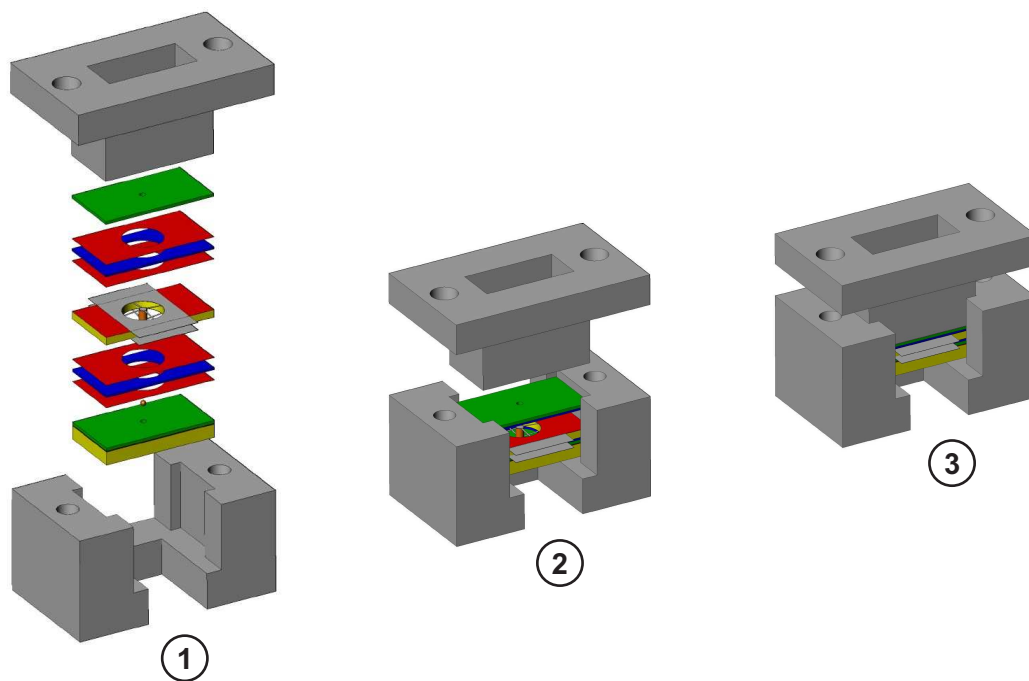


Abbildung 5.11: Klemmrahmen für die Montage und Charakterisierung des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils, vor dem finalen Verbinden der einzelnen Komponenten.

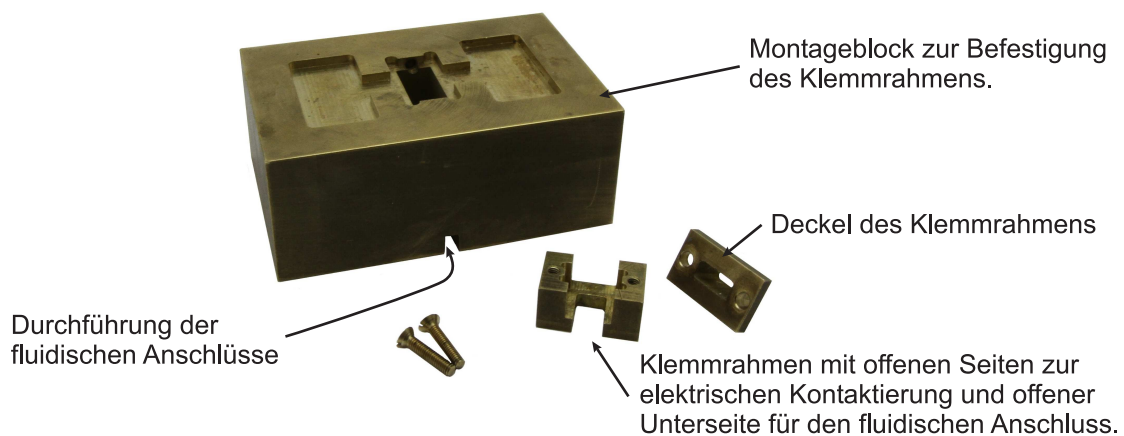


Abbildung 5.12: Fotografie des aus Messing gefertigten Klemmrahmens und des Montageblocks.

5.5 Herstellung

In diesem Abschnitt wird auf die Herstellung der Einzelteile, den Aufbau der Komponenten und auf die Endjustage und -montage eingegangen. Der variable Aufbau des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils unterscheidet sich von dem im Abschnitt 4.4 gezeigten Aufbau nur hinsichtlich des unteren weichmagnetischen Anschlags, der hier mit der fluidischen Platte kombiniert ist (siehe Abschnitt 5.5.2). Für die Herstellung der restlichen Bauteile dieses Aufbaus, wird auf Abschnitt 4.5 verwiesen.

5.5.1 Herstellung der Bauteile

Zu den Bauteilen gehören die in Abbildung 5.10 vorgestellten weichmagnetischen Anschläge, die strukturierten hitzeaktivierbaren Klebefolien, die Abstandhalter, die FGL-Brücken, der Aktorträger, die Membran und die fluidische Platte. Die metallischen Bauteile aus Stahl (weichmagnetische Anschläge, Abstandhalter), werden mittels Drahterosion strukturiert. Der Vorteil dieser Methode liegt darin, dass mehrere Bauteile gleichzeitig strukturiert werden können. Dazu werden einige hundert Folien gestapelt und verspannt. Dieser Schichtverbund wird dann in einem Schritt strukturiert. Die weichmagnetischen Anschläge bestehen aus einem Plattenmaterial (Automatenstahl 9S20K) der Dicke $d_{WS} = 0,3$ mm. Die Abstandhalter wurden aus Folienmaterial (unmagnetischer Stahl) verschiedenster Dicken (Abstufung in $5 \mu\text{m}$ Schritten von 10 - $150 \mu\text{m}$) mit einer Toleranz der Schichtdicke von $\pm 2 \mu\text{m}$ hergestellt. Nach der Strukturierung wurden diese vermessen und sortiert. Auf Grund der Fertigungstoleranzen des Herstellers, war es so möglich nahezu beliebige Abstände zwischen den Komponenten einzustellen, indem mehrere Abstandhalter kombiniert wurden. Die hitzeaktivierbaren Klebefolien besitzen beidseitig jeweils eine Schutzfolie, die antihafbeschichtet ist. Dadurch ist es möglich, diese Folien durch Laserschneiden zu strukturieren [6]. Die fluidische Platte und das Trägersubstrat für die FGL-Brücken bestehen jeweils aus Polymethylmethacrylat (PMMA). Beide Bauteile können durch Mikrospritzgießen oder Heißprägen hergestellt werden. Im Falle dieser Arbeit konnte für die Herstellung der fluidischen Platte auf ein bereits vorhandenes Werkzeug für das beidseitige Heißprägen (siehe Abschnitt 2.2.2) zurückgegriffen werden. Das Trägersubstrat für die FGL-Brücken wird durch Fräsen hergestellt. Wie bereits bei der Entwicklung des bistabilen FGL-Aktors werden die FGL-Brücken mittels Fotolithografie und einem nasschemischen Ätzprozess strukturiert (siehe Abschnitt 4.5.1). Die verwendete Membran besteht aus Polyamid mit einer Schichtdicke von $12 \mu\text{m}$. Der keramische, sphärische Stempel und die hartmagnetischen Zylinder sind Zukaufteile.

5.5.2 Aufbau der fluidischen Platte mit weichmagnetischen Anschlag

In einem Heißprägeschritt lassen sich mit dem zur Verfügung stehenden Werkzeug vier fluidische Platten gleichzeitig herstellen. Um das Werkzeug zu schonen, wird nicht auf Kontakt geprägt. Dadurch bleibt eine Restschicht zwischen den fluidischen Platten und

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

im Ventilein- und auslass bestehen. Im ersten Schritt müssen darum die fluidischen Platten mittels eines Skalpell vereinzelt und die Durchgangslöcher mit einem Bohrer ($\varnothing = 0,4 \text{ mm}$) per Hand unter dem Mikroskop geöffnet werden. Im nächsten Schritt wird dann die Oberseite der fluidischen Platte mit einer Polierfolie gereinigt und eingebnet, so dass die Oberkante des Ventilsitzes auf einem Niveau mit der Oberseite der fluidischen Platte ist.

Für den Aufbau benötigt werden, neben der fluidischen Platte noch ein weichmagnetischer Anschlag, eine hitzeaktivierbare Klebefolie mit einer Aussparung der Form der Ventilkammer und eine Klebefolie mit einem kreisrunden Ausschnitt mit dem Durchmesser von 3,8 mm. Die einzelnen Montageschritte sind wie folgt:

1. Die fluidische Platte samt einer hitzeaktivierbaren Klebefolie und dem oberen weichmagnetischen Anschlag, werden in den Klemmrahmen eingelegt. Dabei wird die zwischen der fluidischen Platte und der Klebefolie liegende Schutzfolie entfernt.
2. Der Klemmrahmen wird verschraubt und auf einer Heizplatte bei $80 \text{ }^\circ\text{C}$ für eine Minute erhitzt.
3. Um eine homogene Verklebung zu gewährleisten wird nach dem Entfernen der oberen Schutzschicht der Klebefolie die Membran aufgelegt und wieder mit dem oberen weichmagnetischen Anschlag mechanisch unterstützt. Danach wird Schritt 2 erneut durchgeführt.
4. Auf die Membran wird nun die zweite hitzeaktivierbare Klebefolie mit auf der Unterseite entfernten Schutzschicht aufgelegt und mittels eines erhitzten Stempels leicht angepresst. Nun kann die obere Schutzschicht entfernt und darüber der weichmagnetische Anschlag platziert werden. Danach erfolgt erneut Schritt 2.

Im Falle des variablen Aufbaus muss der untere weichmagnetische Anschlag in die Aussparung des Keramik-Trägersubstrates eindringen können (siehe Abbildung 5.9b). Darum wurde für diesen Aufbau anstelle des rechteckigen weichmagnetischen Anschlags eine kreisrunde Scheibe mit einem Außendurchmesser von 3,7 mm verwendet.

5.5.3 Aufbau des antagonistischen Schalters

Um einen funktionsfähigen antagonistischen Schalter aufzubauen, müssen beide FGL-Brücken plan und stressfrei mit den Aktorträger verbunden werden (siehe Abschnitt 4.5.3). Dies ist im Falle des variablen Aufbaus noch unkritisch realisierbar, da die auf Keramik-Trägersubstraten montierten FGL-Brücken nach der Montage durch Verfahren der Substrate, gegeneinander verspannt werden. Im Falle des modularen Aufbaus ist dies jedoch nicht möglich. Abbildung 5.13 zeigt verschiedene getestete Methoden, auf welche Weise die FGL-Brücken plan und stressfrei mit dem Aktorträger verbunden und relativ zueinander mittels des hartmagnetischen Zylinders verspannt werden können.

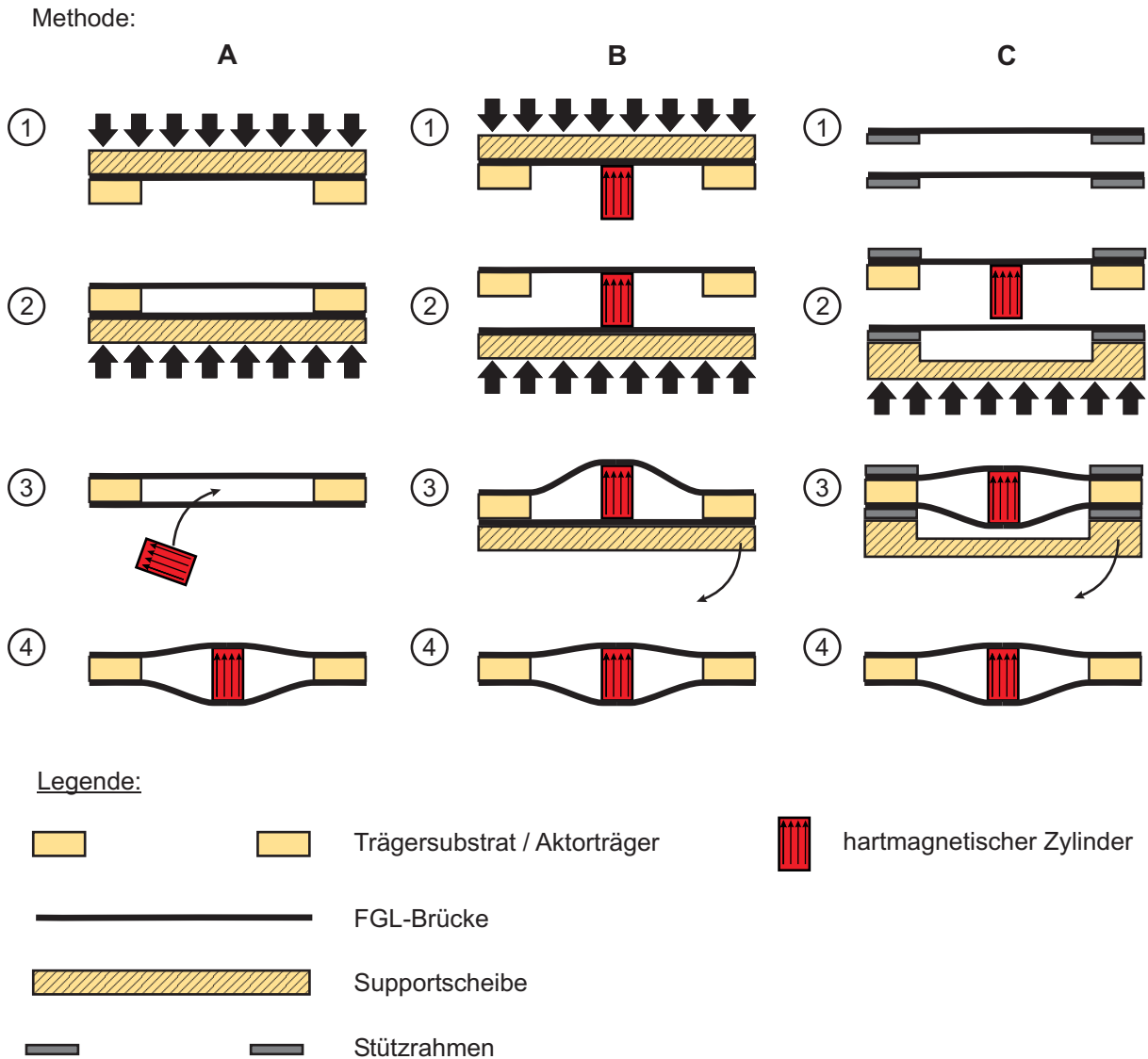


Abbildung 5.13: Ablaufpläne der Methode A, B und C zur Herstellung des antagonistischen Schalters.

Methode A

Beide Brücken werden plan und stressfrei auf den gegenüberliegenden Seiten des Aktorträgers befestigt (Schritt 1 und 2), indem sie beim Klebprozess durch ein Hilfssubstrat mechanisch unterstützt werden. Im nächsten Schritt (3) wird der hartmagnetische Zylinder zwischen die beiden FGL-Brücken geschoben, wodurch dann beide Brücken um $D_V/2$ ausgelenkt werden. Problematisch an dieser Methode ist, dass bei der Montage des hartmagnetischen Zylinders die Stege der FGL-Brücken beschädigt werden können. Ebenso ist so die feste Verbindung (z.B. durch einen Klebstoff) zwischen den FGL-Brücken und dem hartmagnetischen Zylinder schwer zu realisieren.

Methode B

Nach der stressfreien Befestigung der oberen FGL-Brücke B1 wird der hartmagnetische Zylinder auf die zentrale Montageplatte geklebt (Schritt 1). In Schritt 2 wird die

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

gegenüberliegende FGL-Brücke B2 durch ein Hilfssubstrat mechanisch unterstützt und danach aufgeklebt. Nach der Klebung wird das Substrat entfernt und beide Brücken sind gegeneinander vorgespannt (Schritt 3). Bei dieser Methode wird B1 während der Klebung von B2 um die Gesamt vorauslenkung D_V ausgelenkt. Je nach Wahl von D_V kann dies bereits zu einer plastischen Verformung der FGL-Brücke B1 führen. Die maximal mögliche Gesamt vorauslenkung wird bei einer Klebung mit Heiztemperaturen oberhalb der Transformationstemperatur der FGL zusätzlich stark eingeschränkt.

Methode C

Beide FGL-Brücken werden zunächst auf jeweils einen Stützrahmen stressfrei und plan aufgeklebt (Schritt 1). Danach wird die obere FGL-Brücke B1 auf den Aktorträger und der hartmagnetische Zylinder anschließend auf die zentrale Montageplatte geklebt (Schritt 2). Im 3. Schritt wird dann B2 samt Stützrahmen auf die gegenüberliegende Seite des Aktorträgers geklebt. Durch Verwendung eines Hilfssubstrates mit einer Kavität oder Aussparung werden beide Brücken nur um $D_V/2$ ausgelenkt. Diese Methode ist ein Kompromiss zwischen den zuvor aufgezeigten Ansätze. Hier können gegenüber Methode B größere D_V in Kombination mit einer hohen Klebetemperatur realisiert werden, da beim Klebeprozess beide FGL-Brücken jeweils nur um $D_V/2$ ausgelenkt sind. Zusätzlich werden die FGL-Brücken stressfrei und relativ zum Trägersubstrat in Position gehalten.

Mit Methode C wurden die am besten reproduzierbaren Ergebnisse erzielt, weshalb hier diese Methode detailliert beschrieben wird. In Abbildung 5.14a sind alle dafür benötigten Bauteile fotografisch dargestellt. Im ersten Schritt müssen die FGL-Brücken stressfrei und plan mittels der hitzeaktivierbaren Klebefolie auf die Stützrahmen aufgeklebt werden. Der Stützrahmen ist ein Abstandhalter aus Edelstahlfolie mit einer Dicke von 0,03 mm. Dieser wird in den Klemmrahmen gelegt und darauf die hitzeaktivierbare Klebefolie mit entfernter Schutzschicht aufgebracht. Auf diesen Stapel wird eine FGL-Brücke platziert, die optisch an der Aussparung des Abstandhalters ausgerichtet wird. In dem Klemmrahmen können so mehrere Stapel übereinander gleichzeitig verpresst und auf einer Heizplatte erhitzt werden. Abbildung 5.14b zeigt acht solcher gleichzeitig verklebter FGL-Brücken. In den nächsten Schritten müssen nun die auf Stützrahmen geklebten FGL-Brücken auf den Aktorträger mit samt dem hartmagnetischen Zylinder geklebt werden (siehe 5.14c). Um die Spannung auf die Stege der FGL-Brücken während der Verklebung zu minimieren, wird hier eine alternative Verbindungstechnik eingesetzt. Dazu wird der Stützrahmen in den Klemmrahmen gelegt und dünn mit UV-Klebstoff benetzt. Darüber wird der Aktorträger platziert und mittels des Klemmrahmens mit den Stützrahmen verpresst. Die Klebeschicht kann nun durch Einkoppeln von UV-Licht in den Aktorträger ausgehärtet werden. Für die Montage des hartmagnetischen Zylinders auf die Montageplatte der FGL-Brücke eignet sich ebenfalls ein UV-Klebstoff. Dazu wird unterhalb der FGL-Brücke im Klemmrahmen ein weichmagnetischer Anschlag platziert. So wird gewährleistet, dass der hartmagnetische Zylinder senkrecht auf der Montageplatte der FGL-Brücke steht und angepresst wird. Der Durchmesser der Montageplatte ist um 50 μm größer als der des hartmagnetischen Zylinders. Es ergibt sich ein radialer Überlapp von 25 μm . Auf diesem wird nun der UV-Klebstoff mittels eines 30 μm dicken Bonddrahtes mit Zuhilfenahme eines Mikroskops appliziert und ausgehärtet. Da

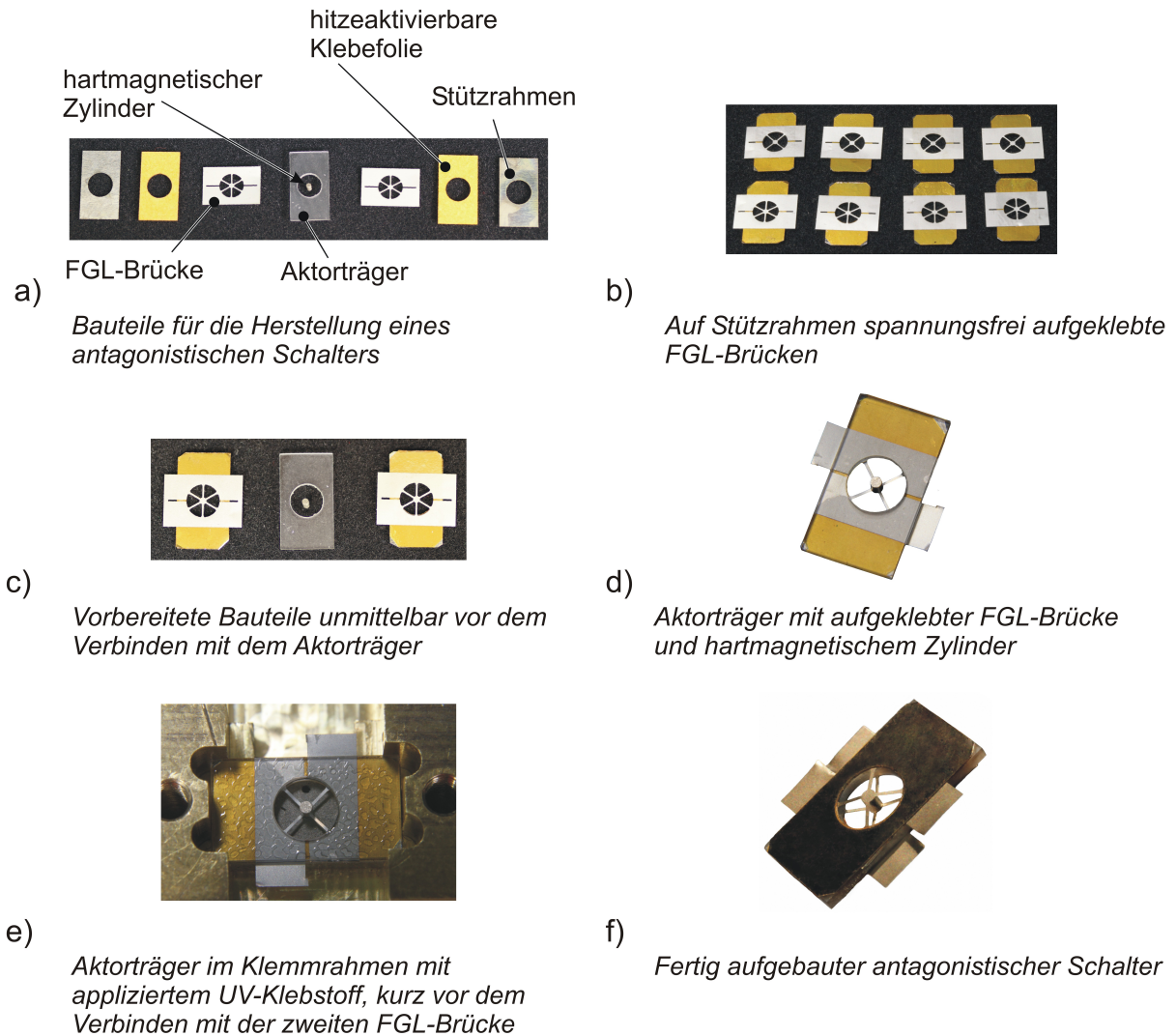


Abbildung 5.14: Herstellung des antagonistischen Schalters für den modularen Aufbau.

der hartmagnetische Zylinder bereits zwischen zwei FGL-Brücken verspannt ist, muss diese Klebeverbindung lediglich ein Verrutschen verhindern. Mit einem Skalpell wird die Stützstruktur zwischen den Kontaktflügeln und zwei diagonale Kontaktflügel abgetrennt (Abbildung 5.14d). Danach wird die zweite FGL-Brücke auf der gegenüberliegenden Seite des Aktorträgers mit derselben Vorgehensweise aufgeklebt. Damit die FGL-Brücken tatsächlich nur mit $D_V/2$ ausgelenkt werden, müssen unter- und oberhalb dieses Schichtverbundes Abstandhalter mit Aussparungen, vor dem Verpressen mit dem Klemmrahmen eingelegt werden. Abbildung 5.14e zeigt den mit UV-Kleber benetzten Aktorträger kurz vor der zweiten Klebung und in 5.14f ist der fertige antagonistische Schalter mit seinen freistehenden FGL-Brücken zu sehen.

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

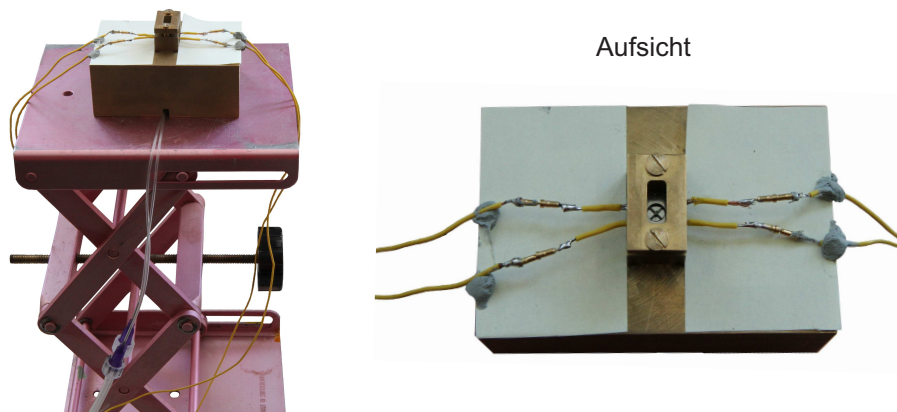


Abbildung 5.15: Fotografie des fluidisch und elektrisch kontaktierten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils vor der endgültigen Verklebung.

5.5.4 Endjustage und Montage

Vor der endgültigen Verbindung der Komponenten (der unterer weichmagnetische Anschlag mit fluidischer Einheit, antagonistischer Schalter und oberer weichmagnetischer Anschlag), soll der ideale Abstand zwischen diesen eingestellt werden können. Durch Nutzung des Klemmrahmens lassen sich die Komponenten samt Abstandhalter verspannen, die Ventilfunktion charakterisieren und bei Bedarf die Abstände durch Austausch einzelner oder mehrerer Abstandhalter optimieren. Erst im letzten Schritt werden die einzelnen Komponenten und Abstandhalter miteinander verbunden.

Abbildung 5.15 zeigt ein verspanntes, noch nicht verklebtes bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil im Klemmrahmen, welches zur Charakterisierung elektrisch und fluidisch verbunden ist. Bei der Endmontage zeigte sich, dass die Verwendung der hitzeaktivierbaren Klebefolien möglich ist, jedoch eindeutige Schichtdicken der Klebeverbindungen schwer einstellbar sind. Diese sind stark vom Anpressdruck und von der Dauer und Temperatur des Ausheizschrittes abhängig. Alternativ wird der eingespannte Stapel mittels UV-Klebstoff an den äußeren Kanten verklebt. Abbildung 5.16 zeigt eine mögliche Kombination von notwendigen Komponenten, wie Abstandhalter, hitzeaktivierbaren Klebefolien, und das fertig aufgebaute bistabile Magneto-FGL-Mikroventil mit einer Abmessung von $10 \times 6 \times 3 \text{ mm}^3$.

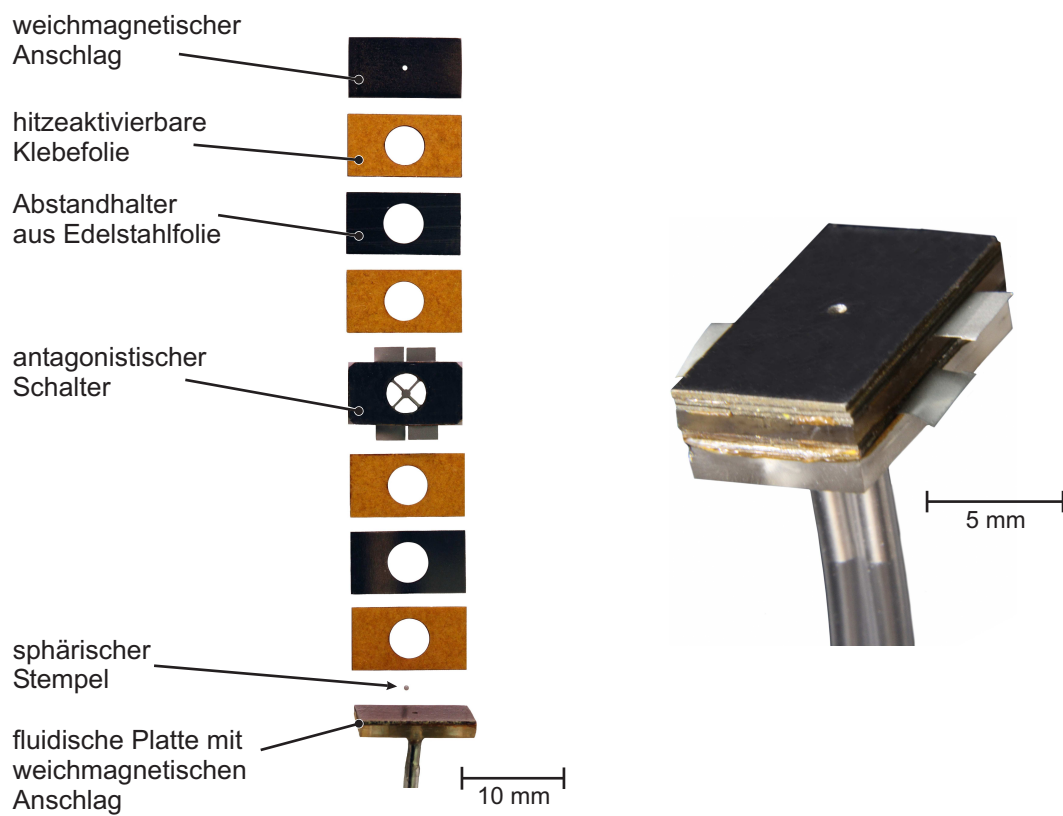


Abbildung 5.16: Fotografie der Komponenten, Abstandhalter und Klebefolien vor der finalen Verklebung (links) und fertig montiertes bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil (rechts).

5.6 Charakterisierung

5.6.1 Messaufbau

Durch Erweiterung des in Abschnitt 4.6.2 gezeigten Messaufbaus, ist neben der Ermittlung der elektrischen und mechanischen Eigenschaften des antagonistischen Schalters auch simultan die fluidische Charakterisierung des Ventils möglich. Abbildung 5.17 zeigt das Blockschaltbild und Abbildung 5.18 eine Fotografie des erweiterten Messaufbaus. Zur fluidischen Charakterisierung wird ein fluidisches Versorgungssystem benötigt, welches im Schaltmoment einen konstanten Differenzdruck ermöglicht. Dies wird durch einen Drucktank, der wie eine Kapazität wirkt und dessen Volumen im Vergleich zu dem des Ventils sehr groß ist, realisiert. Der für die Versuche variable Druck wird dabei über einen einstellbaren, mechanischen Druckminderer geregelt und mittels eines Manometers kontrolliert.

Die Flussraten werden durch zwei in Serie geschaltete Flusssensoren bestimmt. Diese unterscheiden sich dabei in Ihrer Messgenauigkeit und Messdynamik. Der für die Bestimmung der statischen Flussraten verwendete Sensor (MKS Mass Flow Meter 0258CY-01000SV) erreicht eine hohe Messgenauigkeit von ± 1 sccm bei einem Messbereich bis zu 1000 sccm, jedoch auf Kosten der Einschwingzeit von bis zu 2 s. Über die Mess- und Steuereinheit (MKS PR 4000) wird dieser mit einer definierten Betriebsspannung versorgt, das Ausgangssignal verarbeitet und über eine Schnittstelle ausgegeben. Für die dynamische Charakterisierung des Durchflusses wird der Sensor AWM 42300V von Honeywell eingesetzt. Dieser besitzt eine zeitliche Auflösung von 1 ms bis maximal 3 ms und gibt eine von der Durchflussrate abhängige Spannung aus, die mittels eines Speicher-Oszilloskopes aufgezeichnet wird. Das verwendete Speicher-Oszilloskop wird dabei von einem Trigger-Signal gesteuert, wodurch eine zeitlich synchrone Messung ermöglicht wird. Um das Rauschen des Sensorsignals zu minimieren, wird dieser und die notwendige Verstärkerschaltung mit einer Batterie betrieben. Die nichtlineare Kennlinie dieses Sensors wird mittels verschiedener Durchflüsse und dem MKS-Durchflusssensor als Referenz bestimmt. Durch Regression kann für die Datenverarbeitung eine entsprechende Funktion bestimmt werden.

Der Messaufbau zur Charakterisierung des modularen Aufbaus unterscheidet sich von dem in Abbildung 5.17 gezeigten Aufbau darin, dass die Steuerung des Positioniertisches nicht benötigt wird und die Hochgeschwindigkeits-Kamera nicht eingesetzt werden kann. Für die Charakterisierung mit Wasser wird ein zusätzlicher Drucktank mit Wasser befüllt und mit dem in Abbildung 5.17 gezeigten Drucktank und dem Mikroventil verbunden. Dadurch wird das restliche Volumen in dem mit Wasser gefüllten Tank mit einem definierten Druck beaufschlagt. Für die Bestimmung der Flussrate wird ein für Flüssigkeiten entwickelter Sensor (ASL1600 von Sensirion) und eine entsprechende Auswertesoftware eingesetzt.

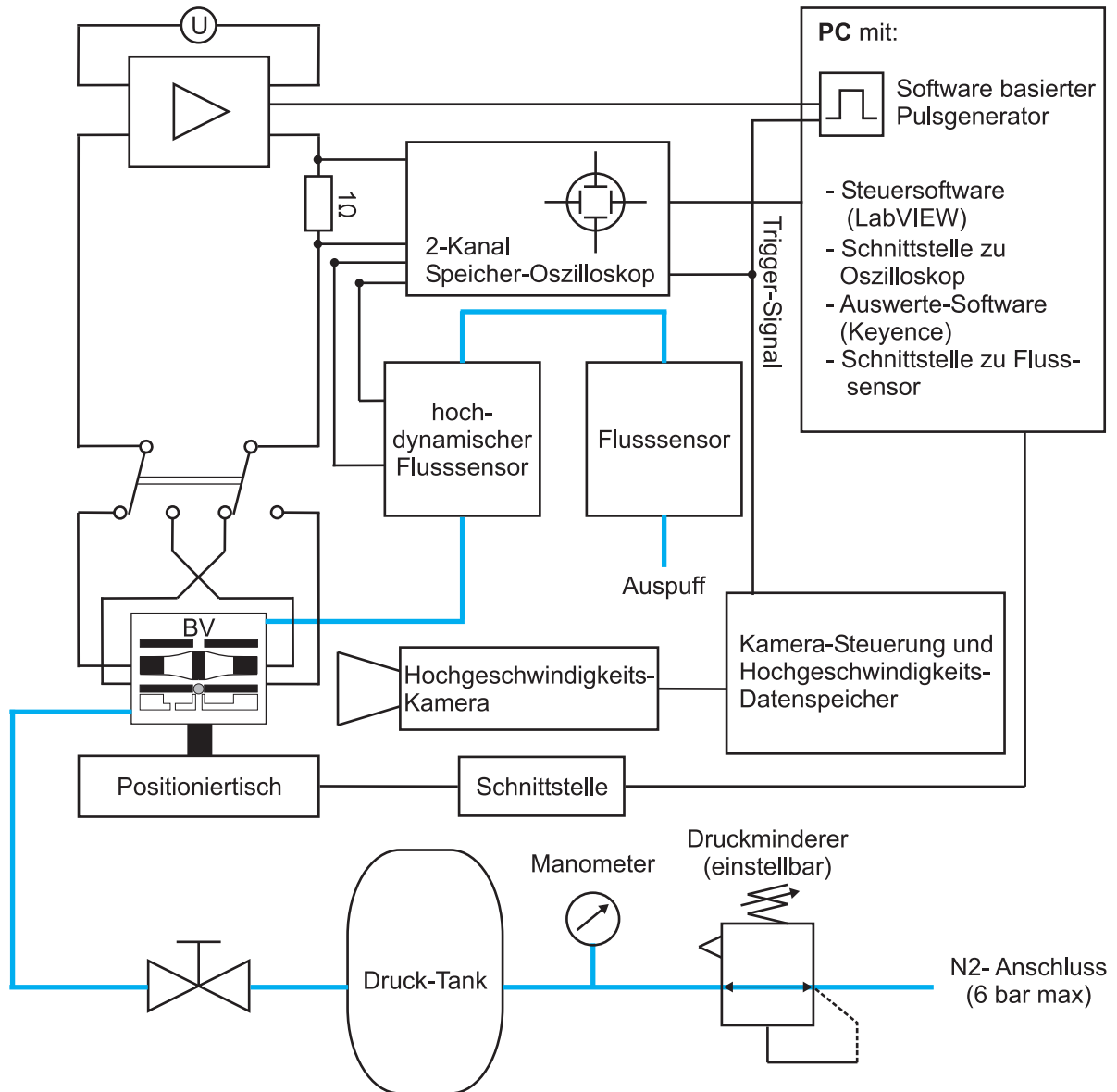


Abbildung 5.17: Blockschaltbild des entwickelten Messaufbaus zur synchronen Charakterisierung der Flussrate, des Steuersignals (Heizpuls) und der Verschiebung x des antagonistischen Schalters.

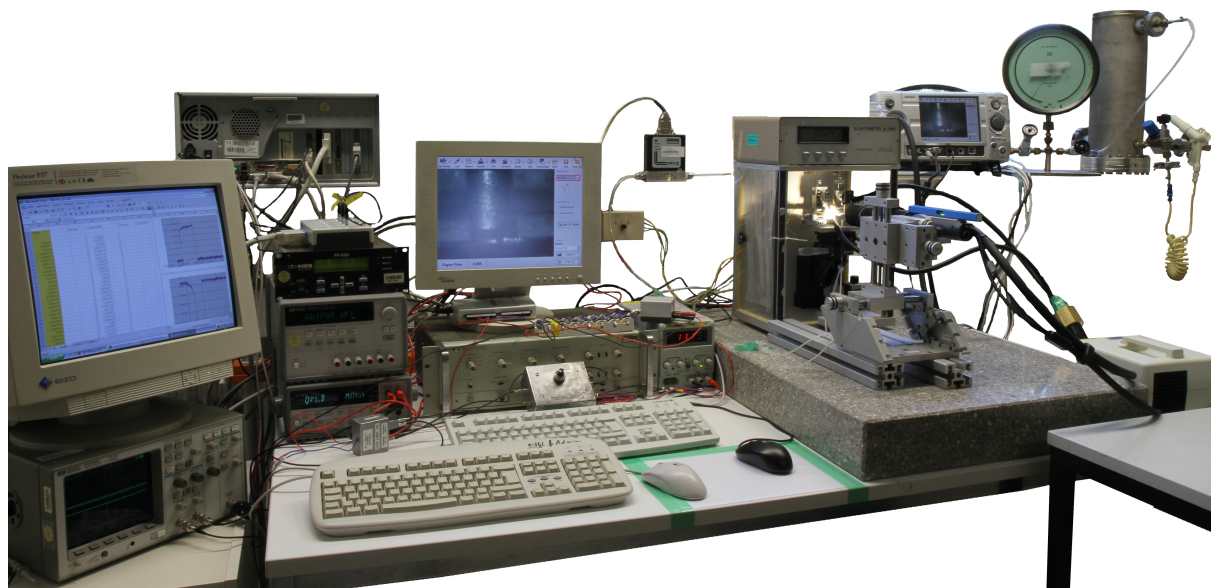


Abbildung 5.18: Fotografie des entwickelten Messaufbaus.

5.6.2 Eigenschaften der fluidischen Platte

Zur Charakterisierung der fluidischen Platte werden verschiedene Druckdifferenzen zwischen Ventileinlass und auslass angelegt und dabei die Flussrate des Testmediums (Stickstoff bei Raumtemperatur) für verschiedene Eindringtiefen der Kugel bestimmt. Dazu wird die fluidische Platte im variablen Aufbau montiert und die Eindringtiefe der Keramikugel mittels eines Mikrohakens und des steuerbaren Linearmotors des Elastometers eingestellt. Abbildung 5.19 zeigt die Flussrate für verschiedene Differenzdrücke als Funktion des Kugelaustritts z_K . Dabei entspricht die Änderung des Kugelaustritts bei konstanter Schichtdicke des weichmagnetischen Anschlages der Änderung der Eindringtiefe der Kugel im Ventilsitz. Der Kugelaustritt wird mit einem Kamerasystem (Keyence) bestimmt (siehe Bilderserie für verschiedene z_K in Abbildung 5.19). Der Gradient der Flussrate ist für $z_K < 30 \mu\text{m}$ zunächst gering und nimmt dann im Bereich $30 \mu\text{m} < z_K \leq 50 \mu\text{m}$ stark zu. Bei Werten von $z_K > 50 \mu\text{m}$ nimmt dann wiederum der Gradient stark ab, bis sich schließlich die Flussrate bei einem $z_K > 100 \mu\text{m}$ kaum noch ändert. Dies ist dadurch zu erklären, dass zunächst die Spaltweite und die damit definierte Querschnittsfläche den fluidischen Widerstand bestimmen. Bei größeren Entfernungen des sphärischen Stempels vom Ventilsitz, bestimmen dann die sich nicht ändernde große Querschnittsfläche des Ventilsitzes und die vom Druck abhängige plastische Deformation der Membran den fluidischen Widerstand.

Die Leckrate im geschlossenen Zustand des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils hängt von mehreren Faktoren ab. Der Abstand zwischen der Oberkante des weichmagnetischen Anschlages zum Ventilsitz spielt dabei eine dominierende Rolle. Bei zu großem Abstand, ist der Abstand zwischen dem hartmagnetischen Zylinder und den weichmagnetischen Anschlag minimal und somit die Anpresskraft maximal. Die Leckrate wird jedoch bereits bei geringen Drücken hoch ausfallen, da der sphärische Stempel nicht komplett in

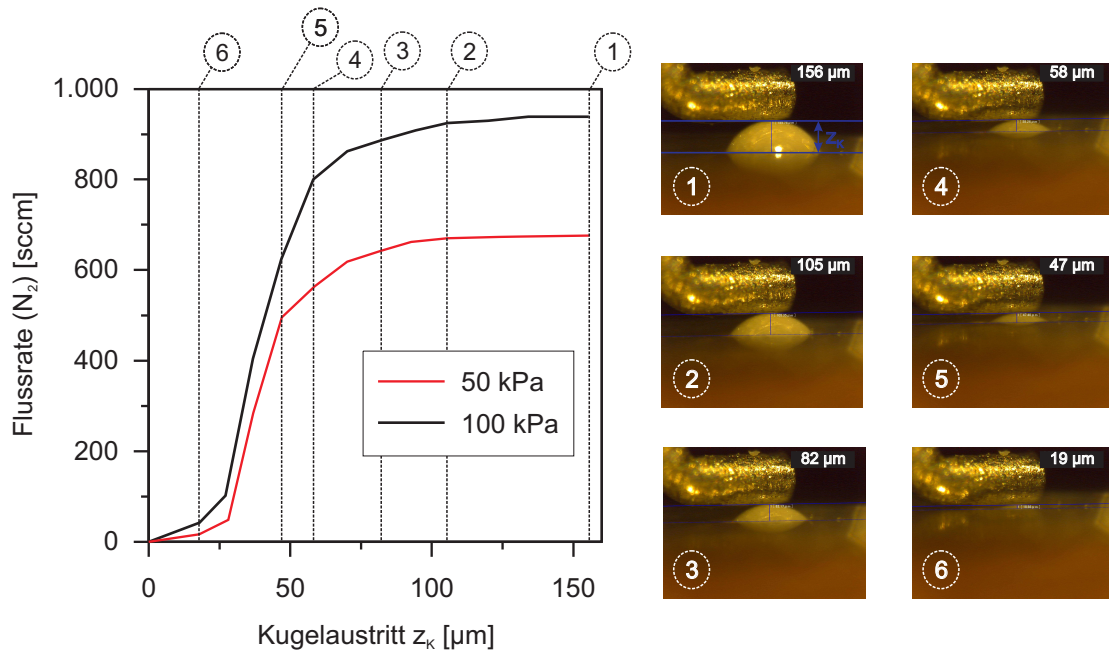


Abbildung 5.19: Flussrate bei 50 kPa und 100 kPa der fluidischen Platte in Abhängigkeit des Kugelaustritts z_K .

den Ventilsitz eingepresst wird. Bei einem zu klein gewählten Abstand, kommt es zu einem Überstand des sphärischen Stempels, wodurch sich der Abstand zwischen dem hartmagnetischen Zylinder und dem weichmagnetischen Anschlag erhöht und daher die magnetostatische Kraft sinkt. In diesem Fall ist die Leckrate bei geringen Drücken noch klein, bis die durch den Differenzdruck erzeugte Kraft groß genug ist, um das Ventil aufzustossen. Ein weiterer Faktor ist die Rauigkeit an der Oberfläche des Ventilsitzes. Die Auswirkung auf die Leckrate kann hier jedoch durch eine erhöhte Einpresstiefe minimiert werden. Abbildung 5.20 zeigt eine Messung der Leckrate in Abhängigkeit vom Differenzdruck mit typischen Verhalten für eine fluidische Platte. Dabei wird der hartmagnetische Zylinder direkt über der Aussparung platziert. Die Messung zeigt bis zu einem Differenzdruck von 100 kPa nahezu keine Leckrate, die dann stetig mit zunehmendem Differenzdruck ansteigt. Sobald ein Differenzdruck von 230 kPa überschritten wird, überwiegt die auf der Membran anliegende Kraft des Fluides die magnetostatische Kraft und das Ventil wird aufgestossen.

5.6.3 Messungen des variablen Aufbaus im Elastometer

Abbildung 5.21 zeigt einen typischen Satz an gewonnenen Rohdaten und Abbildung 5.22 die verarbeiteten Rohdaten eines im variablen Aufbau realisierten Ventils. Die Messung wurde bei einer Druckdifferenz von $p = 50$ kPa, mit einer Gesamtvorauslenkung des antagonistischen Schalters von $D_V = 304$ μm und mit den Abständen $h_{A1} = 238$ μm sowie $h_{A2} = 172$ μm durchgeführt.

Die Messung der einzelnen Daten wird über die ansteigende Flanke des ersten Heizpulses

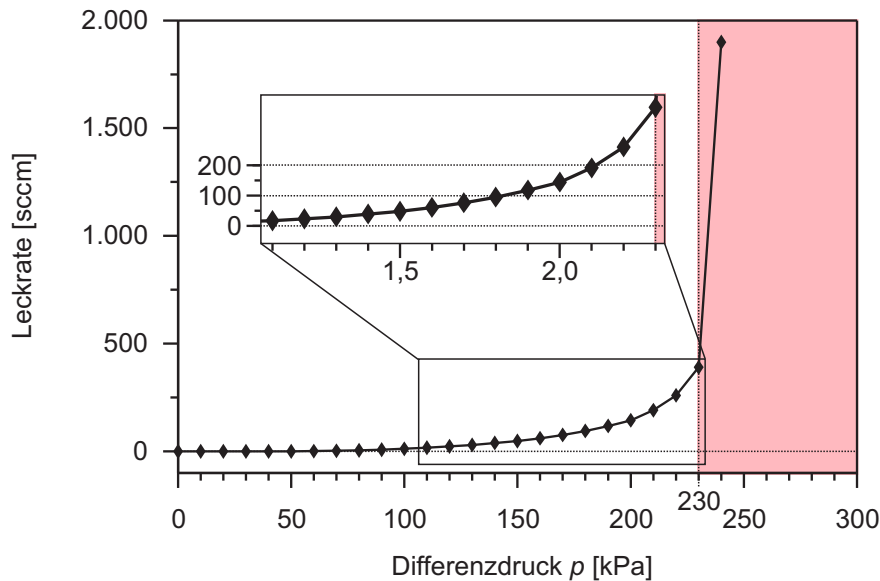


Abbildung 5.20: Gemessene Leckrate der fluidischen Platte mit maximal möglicher Haltekraft des hartmagnetischen Zylinders.

getriggert und beginnt hier auf Grund der Speicherfunktion der Messsysteme 200 ms vor diesem Triggersignal. Die Kurve 5.21 a) zeigt die über den Messwiderstand (1) abfallende Spannung, die dem durch die jeweils angeschlossene FGL-Brücke fließenden Strom entspricht. Mit einem Drehschalter wird zwischen den FGL-Brücken hin- und hergeschaltet, was sich im Stromsignal als Artefakt darstellt. Mittels den zuvor bei Raumtemperatur bestimmten ohmschen Widerstand der FGL-Brücken, kann die Heizleistung mit $P = I^2 * R_B$ abgeschätzt werden².

Im Graphen 5.21 b) ist die Ausgangsspannung des Durchflusssensors AWM 42300V aufgetragen. Das Ursignal (rote Kurve) dieses Durchflusssensors ist mit einem amplituden unabhängigen Rauschpegel von +/- 8 mV belegt, weshalb hier das Signal mit einem zentrierten gleitenden Mittelwerts achter Ordnung geglättet wird (siehe schwarze Kurve). Da die Empfindlichkeit des Sensors mit steigender Flussrate zunimmt, wird auch das Rauschen mit steigender Flussrate verstärkt (siehe Abbildung 5.22 blaue Kurve) .

In den Graphen c) und d) sind die durch die Hochgeschwindigkeitskamera und der mittels Software-basierten Bildkorrelation gewonnenen Daten dargestellt. Die Verschiebung x des hartmagnetischen Zylinders ist in c) abgebildet. Die hier dargestellten absoluten Werte sind vom Bildausschnitt der Kamera und vom gewählten Bildbereich für die Bildkorrelation abhängig. Die gewonnenen Daten der Verschiebung werden durch Definition des Nullpunktes und Berechnung der Relativbewegung weiter verarbeitet. Dabei entspricht der Nullpunkt immer dem relaxierten Zustand bei geschlossenem Ventil (siehe Abbildung 5.22 grüne Kurve). Im Graphen d) ist die durch die Software bestimmte absolute Geschwindigkeit des hartmagnetischen Zylinders dargestellt. Auch hier handelt es sich um ein durch einen zentrierten gleitenden Mittelwert geglättet Signal.

²Hierbei handelt es sich um eine Abschätzung, da sich der ohmsche Widerstand der verwendeten NiTi-

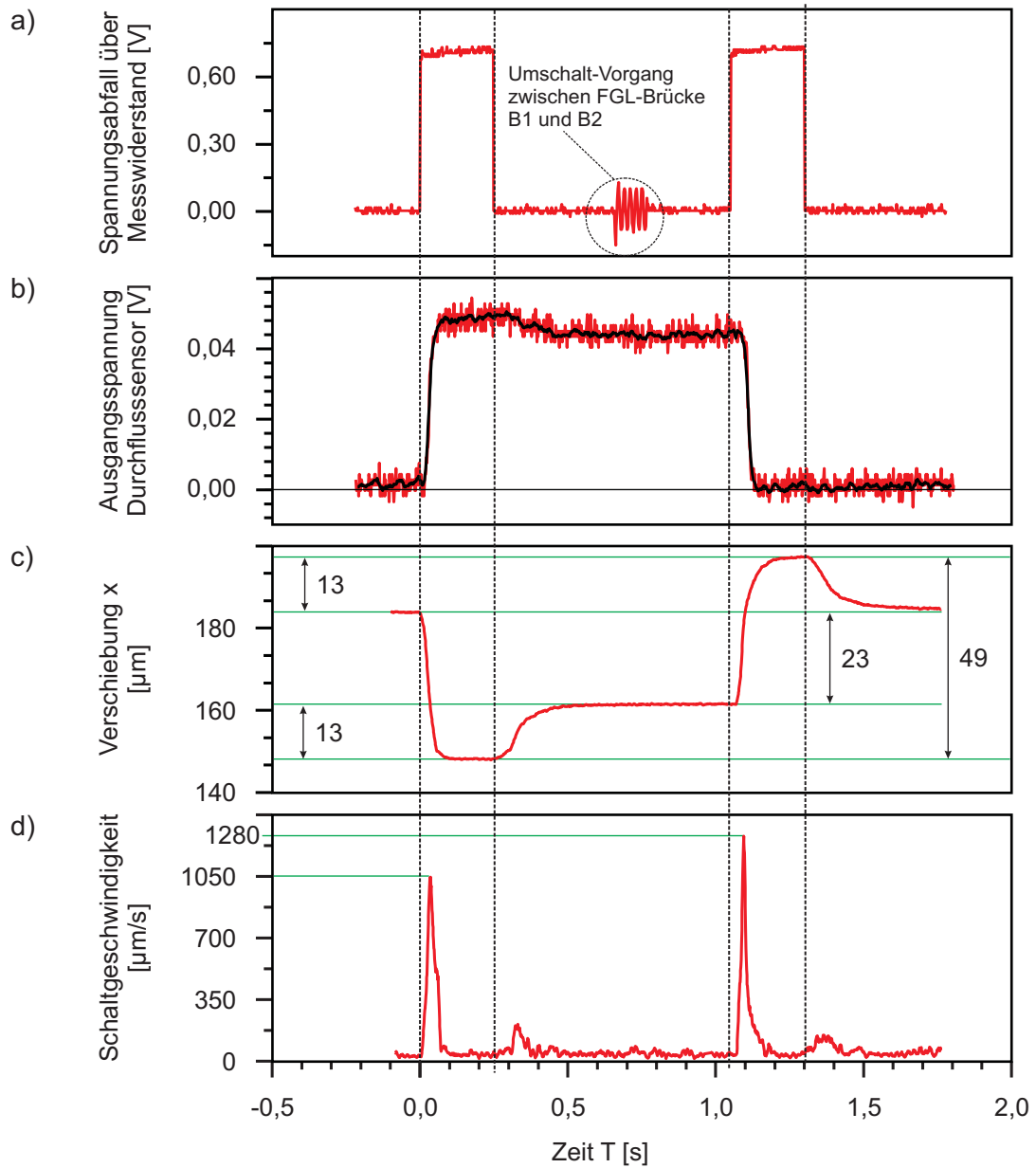


Abbildung 5.21: Rohdaten eines kompletten Schaltzyklus eines bistabilen Magneto-FGL-Ventils im variablen Aufbau.

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

Zum besseren Verständniss sind in Abbildung 5.22 die berechneten Heizleistungen (schwarze Linie) für die beiden FGL-Brücken in unterschiedliche Richtungen aufgetragen. Die Verschiebung x des antagonistischen Schalters zeigt das bereits in Kapitel 4.6.2 beobachtete Verhalten, mit einem maximalen Hub und einem relaxierten stabilen Zustand. Auch hier zeigt sich im Fall des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils die beobachtete reversible elastische Verformung der im variablen Aufbau verwendeten Aufhängung der weichmagnetischen Anschläge. Dies bestätigen auch die Messwerte der Flussrate, da hier die Rückverformung nur im geöffneten Zustand zu beobachten ist. Dies ist dadurch zu erklären, dass der untere weichmagnetische Anschlag samt fluidischer Platte sich relativ zum antagonistischen Schalter beim Öffnen nicht bewegt, so dass ein Rückverformung der Aufhängung des oberen weichmagnetischen Anschlages samt antagonistischen Schalters zu einer Lageveränderung des sphärischen Stempels in Richtung des Ventilsitzes und zu einer Verringerung der Flussrate führt. Beim Schließen hingegen, kommt es zu keiner Lageveränderung des sphärischen Stempels relativ zum Ventilsitzes, da bei der Rückverformung der unteren Aufhängung sich das gesamte Bauteil (fluidische Platte und weichmagnetischer Anschlag) gleichermaßen bewegt.

Die in Abschnitt 5.3.1 aufgeführten zwei Lastfälle, lassen sich hier anhand der maximalen Schaltgeschwindigkeit v_{AS} und der Totzeit t_L beobachten. Diese sind zu Beginn des Heizpulses beim Schließen größer als beim Öffnen. Dies kann dadurch erklärt werden, dass die rückstellende Kraft einer belasteten FGL-Brücke von der Auslenkung und dem Phasenzustand bzw. deren Temperatur abhängig ist. Bei einer definierten Heizleistung nimmt die Temperatur einer FGL-Brücke während des Heizvorgangs zu, bis ein Gleichgewichtszustand erreicht ist. Somit ist auch die rückstellende Kraft eine Funktion der Zeit und nimmt abhängig von der Heizleistung mit anwachsender Zeit zu. Da die benötigte Kraft zum Schließen des Ventils größer ist als beim Öffnen (siehe Abschnitt 5.3.1), wird diese auch erst zu einem späteren Zeitpunkt von der FGL-Brücke aufgebracht und somit ist die Totzeit t_L beim Schließen größer als beim Öffnen. Durch diesen verzögerten Beginn der Bewegung, besitzt die FGL-Brücke beim Schließen in jedem Punkt der Verschiebung x eine höhere Temperatur als die FGL-Brücke beim Öffnen. Dies führt zu höheren Kräften und somit auch zu größeren Schaltgeschwindigkeiten.

5.6.4 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil im modularen Aufbau

Die im folgenden Abschnitt gezeigten Messergebnisse stammen von bistabilen Magneto-FGL-Mikroventilen, die als modularer Aufbau im Klemmrahmen realisiert wurden.

5.6.4.1 Heizpuls abhängiges Schaltverhalten (bei unterschiedlichen Differenzdrücken)

In Abschnitt 4.6.2 konnte ein deutlicher Zusammenhang zwischen Heizpuls und erreichbaren Auslenkungen (s_{QS} und s_{AS}) des antagonistischen Schalters festgestellt

Legierung während der Phasenumwandlung um bis zu 13% verändert (siehe Abbildung 2.2).

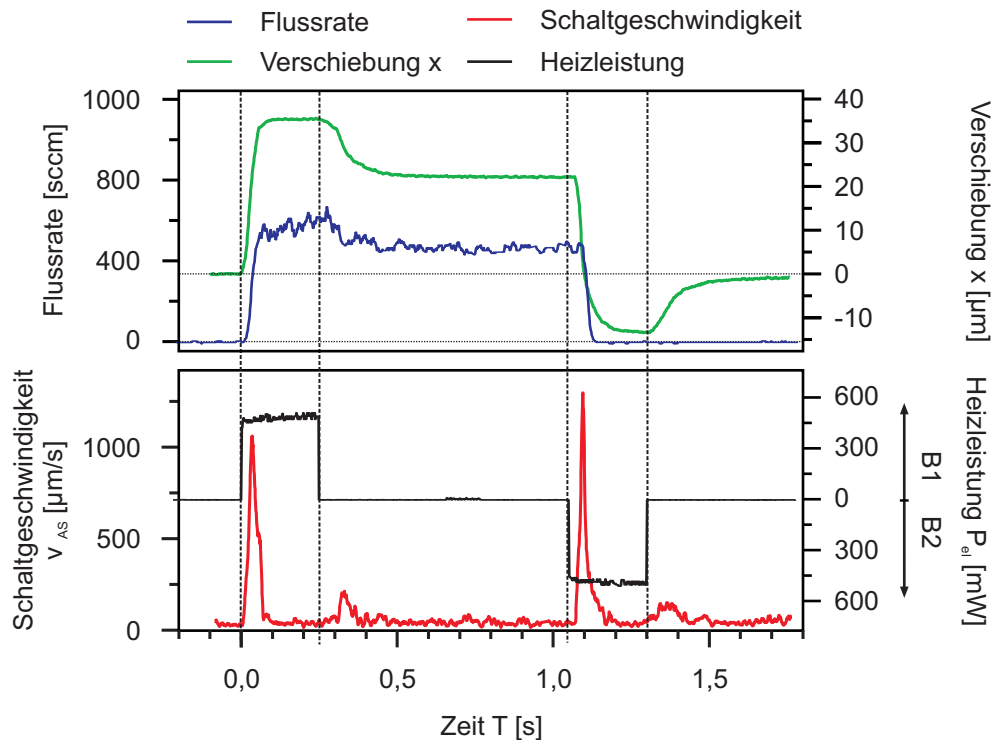


Abbildung 5.22: Bearbeitete Messdaten eines kompletten Zyklus.

werden. Darum wird im Falle des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils das vom Heizpuls abhängige Öffnungs- und Schliessverhalten genauer betrachtet. Dazu wird ein Ventil mit definierten Abständen ($h_{A1} = 245 \mu\text{m}$ sowie $h_{A2} = 175 \mu\text{m}$) aufgebaut und bei verschiedenen Differenzdrücken und Heizpulsen betrieben. Die dabei gewählten Pulsintensitäten und Pulsenergien orientieren sich an den bereits in Abschnitt 4.6.2 gewonnenen Werten.

Abbildung 5.23 zeigt einen solchen Satz an Messdaten. In der linken Spalte befinden sich die Messungen mit konstanter Pulsweite ($PW = 200 \text{ ms}$) und unterschiedlichen Pulsintensitäten. In der rechten Spalte hingegen sind die Messungen mit konstanter Pulsintensität ($P_{e1} = 485 \text{ mW}$) und unterschiedlichen Pulsweiten dargestellt. Um einen Zusammenhang zu der eingespeisten Pulsenergie zu bekommen, sind die Messungen die sich in einer Spalte gegenüber stehen, in Ihrer Pulsenergie vergleichbar. Damit die einzelnen Messungen auch im geschlossenen Zustand vergleichbar werden, sind die statisch gemessenen Leckraten in Abhängigkeit vom Differenzdruck für verschiedene Pulsenergien aufgetragen (siehe untere Graphen in Abbildung 5.23).

Die Messungen zeigen deutlich den Unterschied zwischen den in Abschnitt 5.3.1 vorgestellten Lastfällen. Im offenen Zustand ist keine signifikante Abhängigkeit von den gewählten Pulsweiten und Pulsenergien zu sehen. Dies liegt zum einen daran, dass die zum Öffnen benötigten Kräfte deutlich geringer sind als zum Schliessen des Ventils und somit auch die notwendigen Heizleistungen bzw. Heizenergien geringer ausfallen. Zum anderen nimmt die Flussratenänderung mit steigendem Abstand zwischen sphärischen Stempel und Ventilsitz mit diesem ab. Die Flussraten bei einem Differenzdruck von

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

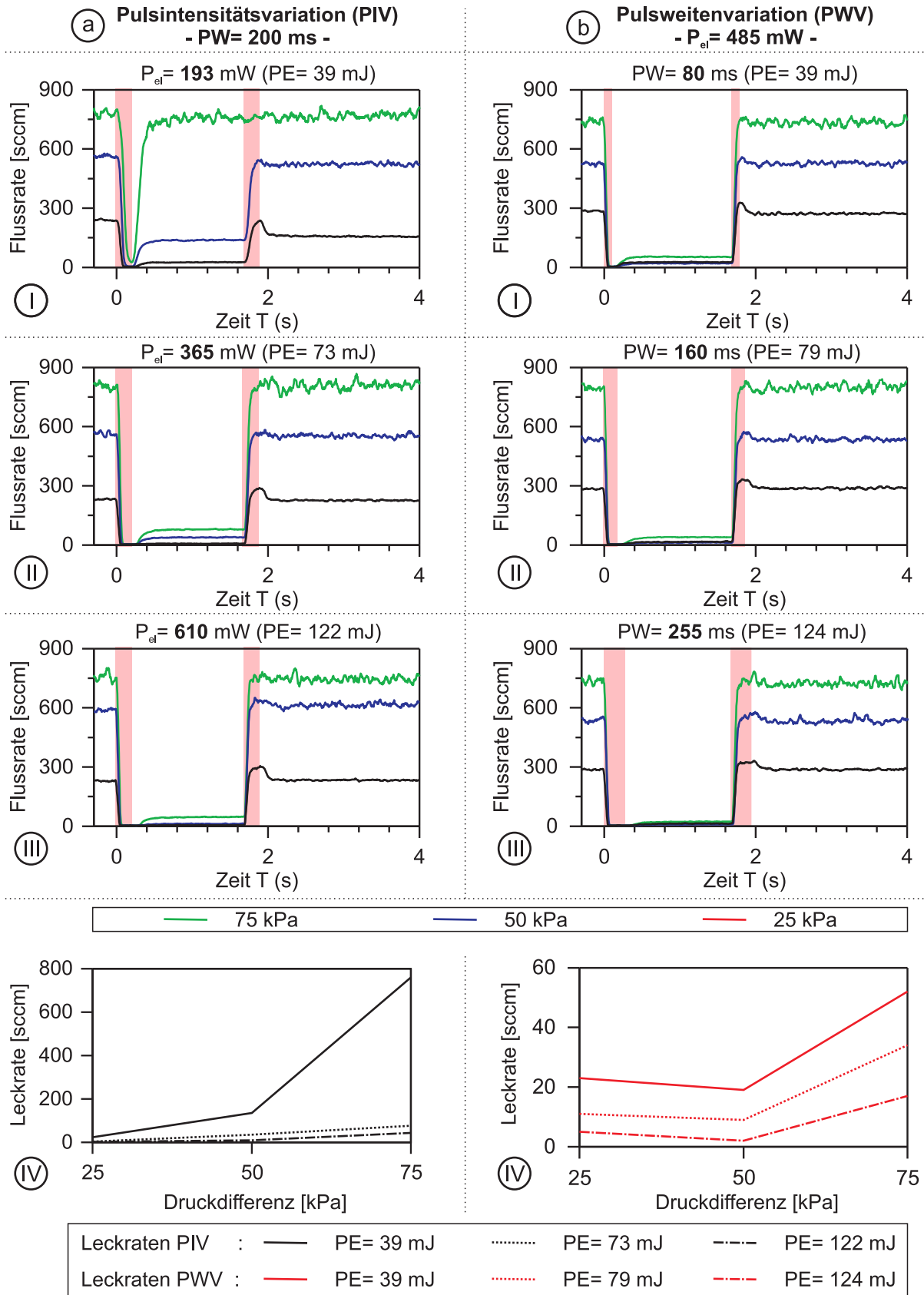


Abbildung 5.23: Flussratenverlauf in Abhängigkeit des Differenzdruckes und des verwendeten Heizpulses. Die Heizenergie nimmt vom Diagramm I bis Diagramm III zu und ist zwischen den Spalten a und b zu vergleichen. Der Zeitraum während des Heizpulses ist farblich hervorgehoben. Im Diagramm IVa und IVb sind die Leckraten in Abhängigkeit der Druckdifferenz aufgetragen.

25 und 50 kPa zeigen die schon von der Verschiebungscharakteristik bekannten Relaxierungseffekte. Dies ist jedoch kein vom Heizpuls abhängiger Effekt sondern ist auf einen, für diese Drücke, zum oberen weichmagnetischen Anschlag zu groß gewählten Abstand zurückzuführen³.

Der an der Leckrate bewertete Schliessvorgang ist dahingegen stark vom gewählten Heizpuls und dem Differenzdruck abhängig. Die Druckabhängigkeit zeigt sich besonders bei den Messwerten mit einem 200 ms langen und 193 mW starken Heizpuls. Dieser reicht gerade noch aus um bei einem Differenzdruck von 25 kPa das Ventil zu verschliessen, jedoch nicht mehr bei 50 kPa. Hier wird von dem Ventil ein stabiler Zwischenzustand mit hoher Flussrate eingenommen. Wird der Differenzdruck weiter erhöht, so lässt sich das Ventil nicht mehr schliessen. Bei gleicher Heizenergie, aber deutlich kürzerem Heizpuls ($PW = 80$ ms) lässt sich das Ventil dahingegen bei allen Differenzdrücken verschliessen.

Die Leckraten der Pulsweitenvariation fallen für alle Pulsenergien niedriger aus als für die der Pulsintensitätsvariation. Möchte man pro Heizpuls möglichst wenig Energie verbrauchen, so eignet sich dafür generell ein kurzer und intensiver Heizpuls besser als ein längerer mit geringerer Heizleistung. Kurze Heizimpulse führen jedoch zu einer Art Prelleffekt, was zu einer stärkeren Relaxierung des Aktorhubes führt und somit auch zu höheren Leckraten. Dies kann durch Verlängern des Heizimpulses minimiert werden.

Um das zeitliche Verhalten der fluidischen Antwortfunktion in Abhängigkeit vom Heizimpuls und vom Differenzdruck zu untersuchen, sind die bereits gewonnenen Messergebnisse mit einer höheren zeitlichen Auflösung aufgetragen (siehe Abbildung 5.24). In den Graphen sind die Zeitbereiche von -50 ms bis +100 ms um die ansteigende Flanke des jeweiligen Heizimpulses zum Schliessen bzw. Öffnen des Ventils dargestellt. Die daraus gewonnenen Werte zur Beschreibung der Antwortfunktion, wie die Totzeit t_L , die Verzugszeit t_V , die Anstiegszeit t_A und die Einschwingzeit t_{95} sind in Abbildung 5.25 grafisch für die verschiedenen Differenzdrücke über die Heizleistung aufgetragen.

Deutlich zu erkennen ist, dass alle Werte wie erwartet mit zunehmender Heizleistung abnehmen. Die größte prozentuale Abnahme erfährt dabei die Totzeit t_L beim Schliessen. Durch die vom anliegenden Differenzdruck zusätzlich auf den antagonistischen Schalter wirkende Kraft, nimmt die Totzeit beim Schließen zu und beim Öffnen ab. Deutlich zu erkennen ist auch der mit dem Differenzdruck zunehmende Gradient der Flussrate während des Schaltvorganges, was zu einer Verkürzung der Anstiegszeit führt. Dies liegt an der sich ebenso ändernden Schaltgeschwindigkeit sowie an der druckabhängigen Flussrate eines Fluides durch eine definierte Querschnittsfläche. Diese Beobachtungen bestätigen somit die in Abschnitt 5.6.3 getroffene Erklärung, dass durch den verzögerten Beginn der Bewegung die FGL-Brücke beim Schließen in jedem Punkt der Verschiebung x eine höhere Temperatur besitzt als die FGL-Brücke beim Öffnen.

Auf Grund des Überschingers beim Öffnen des Ventils, fallen hier die Einschwingzeiten t_{95} deutlich länger aus als beim Schliessen des Ventils. Bei einer Heizleistung von 610 mW, liegen die Einschwingzeiten t_{95} , abhängig vom Druck beim Öffnen zwischen 230 ms und 308 ms und beim Schliessen zwischen 51 ms und 74 ms.

³In Abschnitt 5.6.4.2 wird der Einfluss der Abstände zwischen antagonistischen Schalter und den weichmagnetischen Anschlängen untersucht

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

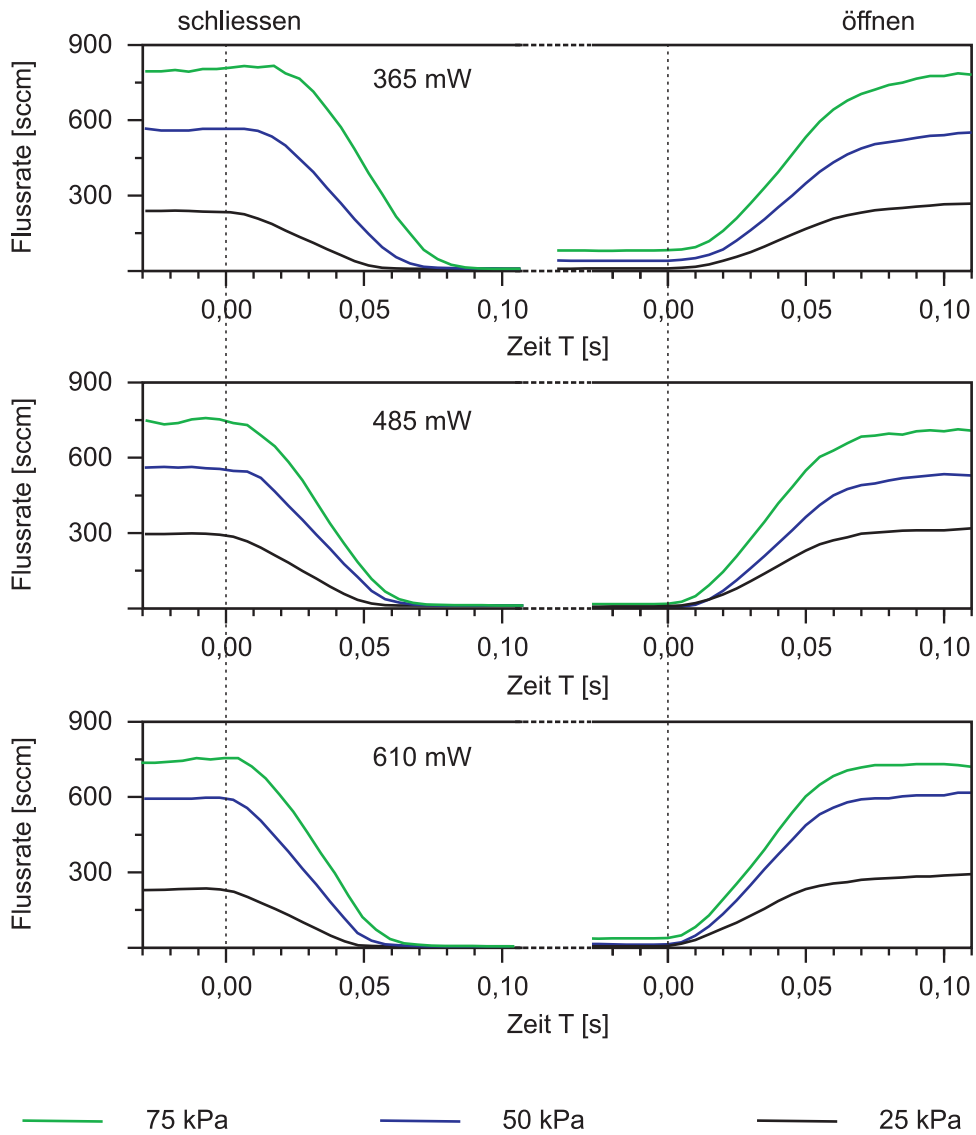


Abbildung 5.24: Zeitlich hochaufgelöste Flussratenänderung zu Beginn des Schließ- und Öffnungsvorganges bei unterschiedlichen Differenzdrücken. Die Heizleistung nimmt vom oberen zum unteren Diagramm zu.

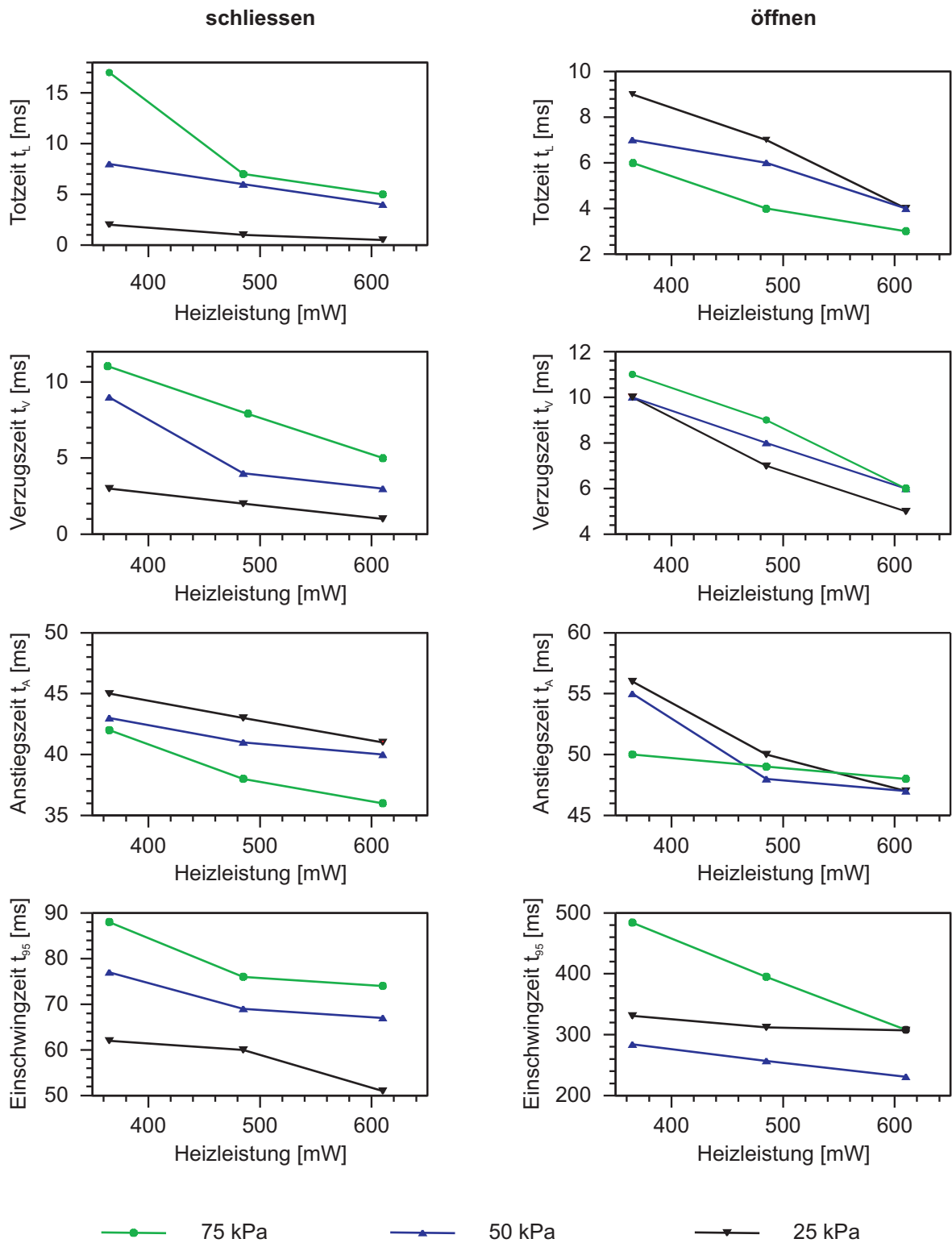


Abbildung 5.25: Charakteristische zeitliche Parameter der fluidischen Antwortfunktion für verschiedene Differenzdrücke, in Abhängigkeit von der Heizleistung.

5.6.4.2 Abstandsvariation

In Abschnitt 5.3.1 wurden die 2 Lastfälle im offenen und geschlossenem Zustand des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils mit den jeweils unterschiedlich wirkenden Kräften beschrieben. Durch FEM-Simulation konnte gezeigt werden (siehe Abschnitt 5.3.3.2), dass durch Änderung der Abstände die magnetostatischen Kräfte des Rückhaltesystems und somit der Arbeitsbereich der Ventile eingestellt werden kann. Um dies messtechnisch zu stützen, wurden die Flussraten eines bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils mit einer Gesamtvorauslenkung des antagonistischen Schalters von $D_V = 305 \mu\text{m}$ bei verschiedenen Differenzdrücken und Abstandskombinationen von h_{A1} und h_{A2} im modularen Aufbau bestimmt. Dabei wurde immer derselbe Heizpuls mit einer Pulsweite von $PW = 250 \text{ ms}$ und einer Heizleistung von $P_{e1} = 550 \text{ mW}$ verwendet.

In den in Abbildung 5.26 gezeigten Matrizen sind die Flussraten der Ventile im geöffneten und geschlossenen Zustand aufgetragen. Konnte kein bistabiles Verhalten festgestellt werden, so ist in der entsprechenden Zelle ein x eingetragen. Die Ventile wurden untereinander qualitativ verglichen und in farblich gekennzeichneten Klassen eingeteilt. Die Messwerte der Ventile mit symmetrischen Aufbau sind durch eine dicke Umrandung hervorgehoben.

Die Messergebnisse zeigen eine tendenzielle Zunahme der Leistungsfähigkeit der Ventile innerhalb der gewählten Abstandsbereiche mit steigender Asymmetrie ($h_{A1} > h_{A2}$). Der mögliche Variationsbereich der Abstände bzw. das Prozessfenster für eine zukünftige Herstellung in Parallelfertigung nimmt mit zunehmenden Druck stark ab. Ab einem Abstand von $h_{A2} < 170 \mu\text{m}$ handelt es sich um den asymmetrischen Fall mit eingeschränktem Hub des antagonistischen Schalters in Richtung des unteren weichmagnetischen Anschlags (siehe 5.3.4). Dabei kommt es bei sehr geringen Differenzdrücken ($p = 25 \text{ kPa}$) zu dem Effekt, dass das Ventil nicht mehr geöffnet werden kann ($h_{A2} = 165 \mu\text{m}$ und $h_{A1} = 250; 300 \mu\text{m}$). In allen restlichen Fällen, bei denen kein bistabiles Verhalten beobachtet wurde, konnte das Ventil entweder überhaupt nicht oder nicht reproduzierbar geschlossen werden.

Die optimale Kombination an Abständen ist für jeden Differenzdruck anders. Das Ventil mit den Abständen $h_{A2} = 170 \mu\text{m}$ und $h_{A1} = 300 \mu\text{m}$ hat für den hier gezeigten Fall, den breitesten Arbeitsbereich von 25 kPa bis 100 kPa und seinen Arbeitspunkt bei 75 kPa.

$p = 25 \text{ kPa}$		Abstand h_{A2} [μm]			
		165	170	175	180
Abstand h_{A1} [μm]	170	X	5/182	22/174	X
	175	X	3/252	4/272	X
	180	2/178	3/268	2/288	7/294
	190	0/207	3/292	2/306	8/296
	200	0/232	1/322	0/334	4/307
	250	X	0/297	1/314	3/312
	300	X	0/283	1/288	3/298

$p = 50 \text{ kPa}$		Abstand h_{A2} [μm]			
		165	170	175	180
Abstand h_{A1} [μm]	170	X	X	X	X
	175	X	12/434	X	X
	180	7/404	8/456	24/438	X
	190	5/452	6/479	17/466	X
	200	3/472	3/526	11/564	30/427
	250	0/512	0/581	8/586	22/566
	300	0/521	1/572	2/601	11/597

$p = 75 \text{ kPa}$		Abstand h_{A2} [μm]			
		165	170	175	180
Abstand h_{A1} [μm]	170	X	X	X	X
	175	X	X	X	X
	180	X	X	X	X
	190	37/610	X	X	X
	200	22/729	24/730	44/787	X
	250	8/767	10/786	15/826	X
	300	2/790	0/821	13/838	59/846

$p = 100 \text{ kPa}$		Abstand h_{A2} [μm]			
		165	170	175	180
Abstand h_{A1} [μm]	170	X	X	X	X
	175	X	X	X	X
	180	X	X	X	X
	190	46/762	X	X	X
	200	33/771	X	X	X
	250	14/861	18/894	X	X
	300	2/921	5/934	26/938	X

- Sehr gute Leistungsmerkmale: beide Werte liegen im Bereich der Bestwerte innerhalb der Messreihe.
- Gute Leistungsmerkmale: einer der beiden Werte liegt im Bereich der Bestwerte. Die Leckrate hat dabei eine höhere Wichtung.
- Schlechte Leistungsmerkmale: 2 Zustände sind reproduzierbar einstellbar. Die Werte liegen nicht im Bereich der Bestwerte.
- Kein bistabiles Verhalten.

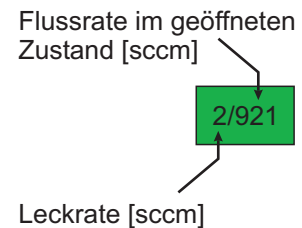


Abbildung 5.26: Fluss- und Leckraten der bistabilen Magneto-FGL-Mikroventile für verschieden Abstände h_{A1} und h_{A2} .

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

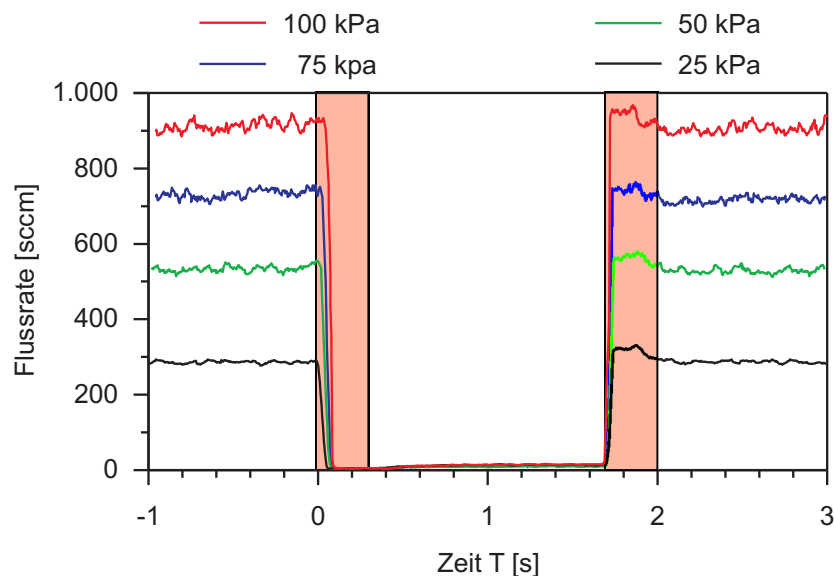


Abbildung 5.27: Flussratenverhalten eines kompletten Schaltzyklus des verklebten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils für verschiedene Differenzdrücke. Die Zeitbereiche der Heizpulse sind graphisch durch einen Balken hervorgehoben.

Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil nach Endmontage

Mit den idealen Parametern aus der Messreihe der Abstandsvariation mit $h_{A2} = 170 \mu\text{m}$ und $h_{A1} = 300 \mu\text{m}$ wurde ein bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil im Klemmrahmen vormontiert und anschließend verklebt. Abbildung 5.27 zeigt die Flussrate dieses Ventils für verschiedene Differenzdrücke. Der dabei verwendete Heizpuls besitzt eine Pulsweite von $PW = 250 \text{ ms}$ und eine Heizleistung von $P_{el} = 550 \text{ mW}$. Die Messergebnisse zeigen keine Veränderung des Durchflussverhaltens im Vergleich zu den Messergebnissen der im Klemmrahmen charakterisierten Mikroventile. Abbildung 5.28 zeigt eine Messung mehrerer Zyklen über einen Zeitraum von 100 s. Während der Messung wird der Differenzdruck gesenkt. Die zeitlichen Bereiche sind entsprechend der Differenzdrücke eingefärbt.

5.6.5 Charakterisierung mit Wasser als Medium

Bei den in diesem Abschnitt gezeigten Messreihen geht es zunächst darum, die Funktionalität des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils mit dem nicht komprimierbaren Medium Wasser zu testen. Des weiteren wird eine Studie durchgeführt, um das fluidische Verhalten des Ventils mit Wasser genauer zu betrachten und um die Anwendbarkeit als Dosiersystem zu demonstrieren.

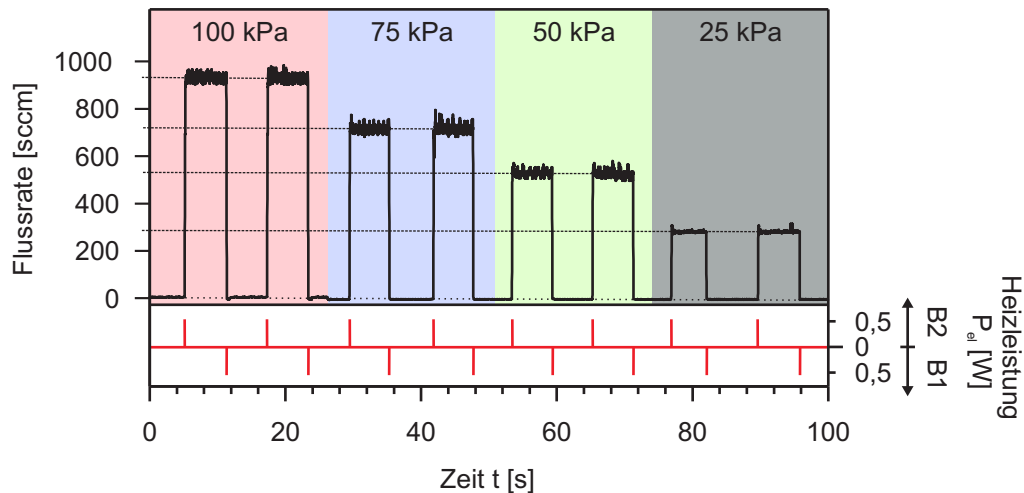


Abbildung 5.28: Flussrate über mehrere Zyklen des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils mit sich ändernden Differenzdruck.

Fluidisches Verhalten beim Schalten von Wasser

Abbildung 5.29 zeigt die gemessenen Flussraten bei Differenzdrücken von 10 kPa / 30 kPa und 50 kPa. In allen drei Fällen werden dieselben Heizpulse mit einer Pulsweite $PW = 250$ ms und einer Heizleistung von $P_{el} = 550$ mW verwendet. In den Kurven sind diese entsprechend der angesteuerten FGL-Brücke farbig hervorgehoben (rot: öffnen durch B2; grün: schliessen durch B1). Während jeder Messung werden die Ventile jeweils für 2, 4 und 8 Sekunden geöffnet. Dies entspricht einem Tastverhältnis von 0,1, 0,05 und 0,025.

Die Kurven zeigen während des Heizpulses zum Öffnen des Ventils eine starke Überhöhung der Flussrate bis zu einem Wert von 4,25 ml/min. Dieser liegt bereits bei einem Differenzdruck von 10 kPa zwischen 3,75 und 4,25 ml/min. Da dieser Wert bei höheren Drücken nicht weiter ansteigt, muss davon ausgegangen werden, dass hier der Durchflusssensor in die Sättigung geht. Ab einem Differenzdruck von 30 kPa ist dieser Überschwinger auch beim Schliessen des Ventils zu beobachten. Zudem ist festzustellen, dass die Flussrate der drei Messungen nach dem Druckstoss einen unterschiedlichen Verlauf nimmt. Bei sehr geringem Differenzdruck (10 kPa und 30 kPa) fällt und bei einem höheren Druck (50 kPa) steigt die Flussrate an. In allen Fällen konvergiert die Flussrate gegen einen Wert $\neq 0$. Dieses Verhalten und die unterschiedlichen Breiten der Überschwinger deuten darauf hin, dass es sich dabei um elastische Deformation zweier unterschiedlicher Bauteile handelt. Vermutlich sind dies die steife Membran auf der Ventilkammer und der sehr weiche Silikonschlauch mit großem Volumen, der sich zwischen Ventil und Sensor befindet.

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

Das beschriebene, fluidische Verhalten des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils führt dazu, dass sich das dispensierte Volumen nicht proportional zur Öffnungszeit verhält. Dazu wurde dieses gemessen und über die Öffnungszeit des Ventils aufgetragen (siehe Abbildung 5.30). Zur Illustration des Verlaufes wurde eine Gerade durch die ersten beiden Messwerte gelegt (gestrichelte Linie). Da nach der Überhöhung die Flussrate bei einem hohem Druck (75 kPa) zunächst ansteigt, ist hier die Steigung der Geraden bei $T > 2s$ größer als bei $T < 2s$. Umgekehrt verhält es sich bei den Differenzdrücken 10 und 30 kPa.

Da jedoch der Überschwinger und das damit dispensierte Volumen reproduzierbar ist, eignet sich das bistabile Magneto-FGL-Mikroventil bei Variation des Tastverhältnisses zum Dosieren von Flüssigkeiten.

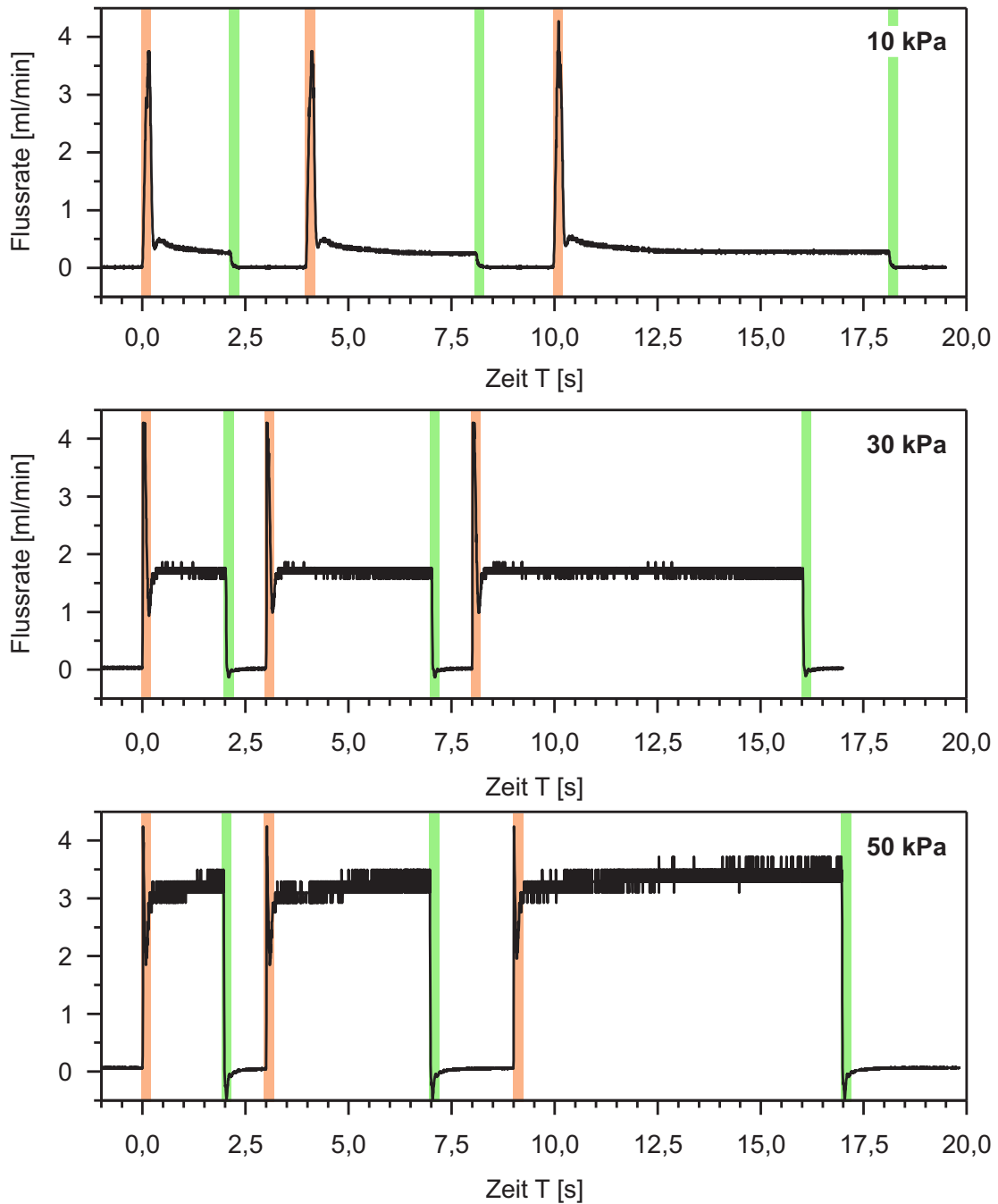


Abbildung 5.29: Flussrate (Wasser) durch das bistabile Magneto-FGL-Mikroventil für verschiedene Differenzdrücke. Die Zeitbereiche der Heizpulse zum Öffnen (rot) und zum Schließen (grün) sind in den Diagrammen hervorgehoben. Die Öffnungszeit steigert sich um den Faktor 2 und beginnt mit 2 s.

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

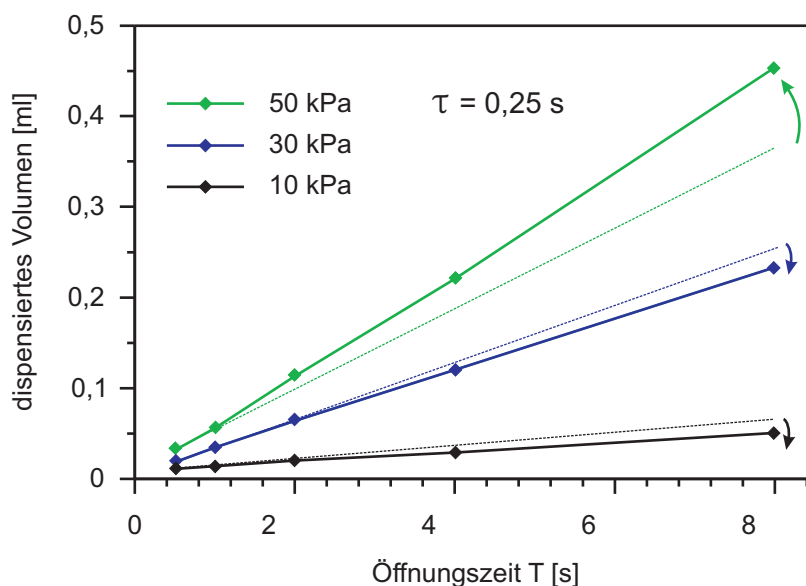


Abbildung 5.30: Dispensiertes Volumen (Wasser) in Abhängigkeit von der Öffnungszeit des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils.

5.6.6 Abschließende Diskussion

Funktionsnachweis

Mittels der präsentierten Messungen konnte die Funktionalität des entwickelten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils für das fluidische Schalten von Wasser und gasförmigen Stickstoff demonstriert werden. Mit der hier gewählten Konfiguration ($D_V = 305 \mu\text{m}$; $\varnothing_M = 0,75 \text{ mm}$; $\varnothing_A = 0,55 \text{ mm}$; $h_{A2} = 170 \mu\text{m}$; $h_{A1} = 300 \mu\text{m}$) und der elektrischen Ansteuerung ($P_{el} = 485 \text{ mW}$; $PW = 255 \text{ ms}$), sind im Betrieb mit gasförmigen Stickstoff Differenzdrücke bis zu 100 kPa zuverlässig schaltbar. Dabei wird eine maximale Flussrate von 922 sccm und eine Leckrate kleiner 6 sccm erreicht. Beim Betrieb mit Wasser liegt der maximal mögliche Differenzdruck bei 50 kPa, mit einer maximalen Flussrate von 3,4 ml/min und einer Leckrate $\leq 0,05 \text{ ml/min}$.

Die maximale Druckdifferenz, bei der das Ventil noch zuverlässig zu betreiben ist, liegt im Bereich der Abschätzung für einen Hub von $s = 40 \mu\text{m}$ (siehe Abschnitt 5.3.2). Sobald höhere Differenzdrücke angelegt werden, kann zwar das Ventil noch aktiv geschlossen werden, jedoch lässt sich kein stabiler geschlossener Zustand erreichen. Hauptursache hierfür ist vermutlich eine im Vergleich zum simulierten Modell geringere resultierende magnetostatische Kraft des Rückhaltesystems. Dies kann dadurch erklärt werden, dass in den FEMM-Simulationen immer der ideale Fall betrachtet wurde, bei dem der hartmagnetische Zylinder sich symmetrisch oberhalb der Aussparung befindet. Im Falle der hergestellten Ventile, bei denen die laterale Ausrichtung des hartmagnetischen Zylinders relativ zur Aussparung manuell durchgeführt wurde, sind Dejustagen von bis zu 0,1 mm möglich. Auf Grund einer solchen Asymmetrie, wirkt die resultierende magnetostatische Kraft nicht mehr in Richtung des Ventilsitzes und die Kraftkomponente zum Verschließen des Ventilsitzes sinkt, wodurch die Leckrate ansteigt.

Schaltverhalten in Abhängigkeit vom Differenzdruck und Heizpuls

Die Messungen der Verschiebung x des antagonistischen Schalters im Ventilbetrieb unterscheiden sich von denen des unbelasteten bistabilen FGL-Aktors. So zeigen sich hier deutlich die in Abschnitt 5.3.1 genannten Lastfälle durch unterschiedliche Schaltgeschwindigkeiten und Schaltzeiten. Die Auswirkungen auf das Antwortsignal der Flussrate wurde daraufhin für beide Lastfälle (Öffnen und Schließen) in Abhängigkeit vom Differenzdruck und dem verwendeten Heizpuls untersucht. Bei steigendem Differenzdruck konnte eine tendenzielle Zunahme beim Schließen und eine Abnahme beim Öffnen der charakteristischen Zeiten gemessen werden. In beiden Fällen nehmen die Zeiten mit zunehmender Heizenergie ab, wobei hier die Zeiten beim Schließen eine größere Abhängigkeit von der Heizenergie aufweisen.

Die maximal und minimal mögliche Flussrate bzw. Leckrate des bistabilen Ventils, werden neben dem Differenzdruck ebenfalls vom verwendeten Heizpuls beeinflusst. Mit steigendem Differenzdruck steigt auch die minimal mögliche Leckrate. Diese kann in bestimmten Grenzen durch eine Erhöhung der Heizleistung wieder gesenkt werden. Bei Überschreitung eines bestimmten Differenzdruckes kann unabhängig von der Art des verwendeten Heizpulses das bistabile Ventil nicht im stabil geschlossenen Zustand gehalten werden. Dabei wirkt auf den Ventilsitz eine vom Differenzdruck ausgehende Kraft, die größer ist als die resultierende magnetostatische Kraft des Rückhaltesystems. Im geöffneten Zustand hängt die maximal mögliche Flussrate nur bei geringen Differenzdrücken vom Heizpuls ab.

Der ideale Heizpuls hängt somit von den Anforderungen an das bistabile Magneto-FGL-Mikroventil ab. Ist eine Hauptforderung der minimale Energieverbrauch pro Schaltzyklus, so werden bei gleicher Heizenergie mit kürzeren Heizpulsen bessere Fluss- bzw. Leckraten erzielt (für die hier gezeigte Konfiguration z.B.: $PW = 80$ ms, $P_{el} = 450 - 500$ mW). Ist die Hauptanforderung, minimale Leckraten zu erzielen, so sollte ein längerer Heizpuls mit moderaten Heizleistungen verwendet werden. Sowohl eine zu hohe Heizleistung als auch eine zu lange Pulsdauer führen zu einem Temperaturübertrag auf die entgegenwirkende FGL-Brücke, was wiederum zu einer Erhöhung der Leckrate führt. Bei sehr kurzen und intensiven Heizpulsen kommt es zu einem Prelleffekt, welcher auch zu einer erhöhten Leckrate führt. Minimale Leckraten werden mit der hier gezeigten Konfiguration und einem Heizpuls der Pulsweite $PW = 200$ ms - 250 ms und Heizleistungen von $P_{el} \approx 500$ mW erzielt.

Einstellbarkeit des Arbeitsbereiches und Arbeitspunktes

Durch Variation der Abstände zwischen dem hartmagnetischen Zylinder und der weichmagnetischen Scheiben, lässt sich die maximal mögliche Haltekraft verändern. Dies wurde durch Simulation in Abschnitt 5.3.3.2 gezeigt und durch Experimente im variablen Aufbau bestätigt. Werden die beiden Abstände h_{A1} und h_{A2} relativ zueinander verändert (asymmetrischer Betrieb des BA), so nimmt die magnetostatische Haltekraft in Richtung der weichmagnetischen Scheibe mit verringertem Abstand zu und in die entgegengesetzte Richtung dementsprechend ab. Dieses Verhalten erfüllt die Anforderungen an den

5 Bistabiles Magneto-FGL-Mikroventil

bistabilen Aktor im belasteten Betrieb des bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils. Bei Erhöhung des Differenzdruckes wird eine größere Haltekraft in Richtung des Ventilsitzes benötigt und eine verringerte im geöffneten Zustand.

Die Messungen zeigen eine starke Abhängigkeit des Arbeitsbereiches vom verwendeten Differenzdruck. Ein symmetrischer Betrieb ist nur bei sehr geringen Differenzdrücken kleiner 25 kPa möglich. Der Arbeitsbereich fällt dabei sehr gering aus. Mit zunehmenden Differenzdruck verschiebt sich dieser immer mehr zu einem asymmetrischen Betrieb mit $h_{A2} < h_{A1}$ und die Toleranz gegenüber möglicher Schichtdickenschwankungen nimmt ab. Diese Effekte deuten darauf hin, dass das magnetostatische Rückhaltesystem für die gewählte Konfiguration des antagonistischen Schalters noch zu schwach ausgelegt ist.

Vergleich mit Stand der Technik

Ein Vergleich mit dem Stand der Technik ist schwer objektiv durchführbar, da die einzelnen bistabilen Ventile für unterschiedliche Anwendungszwecke entwickelt wurden. Dadurch bekommen definierte Leistungsmerkmale in Abhängigkeit des Anwendungsfalles eine unterschiedliche Wichtigkeit. In dem hier vorgestellten Vergleich wurde der maximal schaltbare Differenzdruck, die Leck- und maximale Flussrate sowie die Leistungsaufnahme pro Schaltzyklus als Leistungsmerkmale herangezogen. Anhand dieser Merkmale stellt Tabelle 5.2 einen Vergleich zwischen dem entwickelten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventil (unterste Zeile) und den in Kapitel 3.2 aufgeführten Mikroventilen her. Dabei liegt das entwickelte Mikroventil in allen Bereichen im oberen Mittelfeld. Werden die Leistungsmerkmale in Bezug auf die tatsächliche Baugröße betrachtet, erreicht das bistabile Magneto-FGL-Mikroventil durchweg sehr gute Werte. Dies liegt daran, dass die Ventile von [25, 81, 83] für einen Betrieb sehr große zusätzliche Aufbauten benötigen, die das Gesamtvolumen drastisch erhöhen.

Literatur	Funktionsprinzip	max. Differenzdruck [kPa]	Leckrate	Flussrate	Leistungsaufnahme / Energieverbrauch	Baugröße [mm ³]	Anmerkung
[70]	TE + ΔV von Gas + bistabile Membran	47 G	<0,001 $\mu\text{l/s}$	250 $\mu\text{l/s}^1$ @ 30 kPa	xxx	20	
[78]	elektromagnetisch + Magnetostatik	50 G	1,2 $\mu\text{l/s}$	11,4 $\mu\text{l/s}$ @ 10 kPa	500 mA ; 100 ms	1029	
[79]	elektromagnetisch + Magnetostatik	6,5 G	xxx	7 $\mu\text{l/s}$ @ 6,5 kPa	19,5 mJ	38	
[25]	thermoelektrisch + Phasenänderung	250 F	xxx	10 ml/min	“30 V gepulst”	xxx	Externe Pumpen nötig
[80]	elektromagnetisch + Magnetostatik	7,8 F	0,8 $\mu\text{l/s}$	50 $\mu\text{l/min}$ @ 1,5 kPa	16 mJ	5	
[81]	elektromagnetisch + mechanische Struktur	41 G	50 sccm	500 sccm	“a few mJ”	60	Externe Spule nötig
[83]	TE (Peltier-Effekt) + Phasenänderung	100 F	1 $\mu\text{l/min}$	4 ml/min	1J öffnen 2J schliessen	18	Kühlkörper nötig
[82]	TE + ΔV von Gas + Magnetostatik	200 G	0	1,36 l/min	320 mJ	7436	Druck kompensiert
diese Arbeit	Thermische FGL + Magnetostatik	100 G 50 F	< 6 sccm 0,01 ml/min	922 sccm 3,5 ml/min	124 mJ	180	

Legende: TE = Thermoelektrisches Prinzip; ΔV = Volumenänderung; G = Gas (Stickstoff oder Luft); F = Flüssigkeit (deionisiertes Wasser)

Tabelle 5.2: Vergleich der wichtigsten, veröffentlichten bistabilen Mikroventile. Da es sich um Daten verschiedener Publikationen handelt, können nicht für jedes Ventil alle Daten angegeben werden.

6 Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit war es ein bistabiles Aktorprinzip auf Basis einer Formgedächtnislegierung zu entwickeln, herzustellen und zu charakterisieren. Dabei sollte der Einsatz in einem Mikroventil berücksichtigt, sowie an ersten Demonstratoren gezeigt werden.

Im Einzelnen wurden folgende Teilergebnisse erreicht:

- Ein neuartiges, patentiertes bistabiles Aktorprinzip wurde entwickelt. Dieses beruht auf einem aus Formgedächtnislegierungen (FGL) gefertigten Schaltelement (in dieser Arbeit auf Grund seiner Funktionsweise antagonistischer Schalter genannt) und einem aus hart- und weichmagnetischen Strukturen bestehenden Rückhaltesystem [84]. Die vielfältige Umsetzung dieses Prinzips wurde anhand von fünf für den Einsatz in einem Mikroventil möglichen Varianten gezeigt [87, 88, 99].
- Eine Designstudie wurde nach einer Evaluation mit den beiden vielversprechendsten Ausführungsvarianten durchgeführt. Dabei wurde ein analytisches Kräfte-Modell für den antagonistischen Schalter aufgestellt und die geometrische Optimierung des Rückhaltesystems mittels einer auf finiter Elementen Methode (FEM) basierenden Simulation durchgeführt. Dadurch konnten grundlegende Erkenntnisse des neuartigen Aktors und darauf aufbauend, allgemeingültige Designregeln gewonnen werden [99].
- Zur Herstellung der beiden bistabilen Aktorvarianten musste der Strukturierungsprozess zur Herstellung der FGL-Brückenstrukturen weiterentwickelt werden. Hierbei wurde die zu strukturierende FGL-Folie mittels einer thermisch deaktivierbaren Klebefolie auf einem Hilfssubstrat befestigt [88]. Für eine der beiden Varianten wurde erstmals die elektrochemische Abscheidung einer Nickel-Eisen-Legierung direkt auf einer Nickel-Titan Formgedächtnislegierung gezeigt [100].
- Anhand der Ergebnisse der statischen Charakterisierung des antagonistischen Schalters konnte das aufgestellte Modell verifiziert werden. Die Ergebnisse der dynamischen Charakterisierung zeigten jedoch Abweichungen vom aufgestellten Modell, was auf einen Einfluss der Kinematik sowie der bewegten Masse des Schaltelements zurückgeführt wurde. Durch eine Versuchsreihe konnte der Einfluss verschiedener Heizpuls- als auch geometrischer Parameter auf die Leistungsmerkmale des antagonistischen Schalters und auf den bistabilen Aktor gezeigt werden. Die gewonnenen Messdaten untermauern die Annahme des kinematischen Einflusses des Schalters. Für die in dieser Arbeit verwendeten Geometrien der FGL-Brücken und des Rückhaltesystems werden abhängig von der Gesamt vorauslenkung der FGL-Brücken sowie der Form des Heizpulses Haltekräfte von 100 bis 135 mN und Hübe von 60 bis 98 μm erreicht. Pro Schaltvorgang wird dabei typischerweise eine Heizenergie um die 90 mJ benötigt. Dieser Wert kann im

Idealfall auf bis zu 36 mJ pro Schaltvorgang minimiert werden, ohne signifikante Änderung der Haltekraft oder Hubes im symmetrischen Betrieb.

- Mittels der gewonnenen Messdaten konnte der bistabile Aktor mit den besten Leistungsmerkmalen für die Integration in ein Mikroventil ermittelt werden. Basierend auf dieser Ausführungsvariante wurden fünf mögliche Konzepte für den Aufbau des bistabilen Mikroventils vorgestellt, untereinander verglichen und daraus das vielversprechendste ausgesucht. In einer Designstudie wurde die Geometrie des Rückhaltesystems, der ausgewählten Bauform, für die Lastfälle im Mikroventil betrachtet, optimiert und daraus Designregeln entwickelt. Hierbei zeigte sich, dass die beiden stabilen Schaltzustände im Betrieb mit einem Sitzventil zu sehr unterschiedlichen Lastfällen führt¹. Simulationen des Rückhaltesystems zeigten, dass im Vergleich zum unbelasteten bistabilen Schalter durch eine asymmetrische Anordnung der hart- und weichmagnetischen Komponenten den Anforderungen im Ventilbetrieb Rechnung getragen werden kann.
- Basierend auf den Messdaten des bistabilen Aktors und den Simulationsergebnissen zeigte sich, dass die Abstände der Einzelkomponenten zueinander einen entscheidenden Einfluss auf die Leistungsmerkmale des bistabilen Mikroventils haben und diese im Experiment näher untersucht werden müssen. Darum wurde ein Messaufbau entwickelt, mit dem man in der Lage ist, alle wichtigen Messwerte synchron aufzunehmen und gleichzeitig alle Abstände beliebig zu variieren. Dazu zählt die durch optische Bewegungsanalyse gemessene Dynamik des Schalters im bistabilen Ventil, die Aufzeichnung des elektrischen Heizpulses sowie des Volumenstromes des Fluids durch das Ventil. Ebenso wurde eine Methode zur Endmontage des bistabilen Mikroventils entwickelt, mit dem es möglich ist, das Ventil vollständig fluidisch zu charakterisieren, ohne es endgültig verkleben zu müssen [101]. Dadurch ist man in der Lage, die kritischen Abstände der Einzelkomponenten zueinander durch die Einlage von Abstandhaltern einzustellen. Nachdem das bistabile Mikroventil die gewünschten Eigenschaften aufweist, kann dann die endgültige Verklebung der Komponenten erfolgen.
- Die Herstellung der Einzelkomponenten wie auch deren Endmontage werden beschrieben. Zur Herstellung des antagonistischen Schalters, werden drei Strategien vorgestellt. Darunter auch eine Methode, bei dem die beiden FGL-Brücken mittels eines zweistufigen Transfer-Verbindungsschrittes montiert werden [88].
- Die Charakterisierung der neuartigen bistabilen Magneto-FGL-Mikroventile wurde mit gasförmigen Stickstoff und Wasser durchgeführt. Mit der in dieser Arbeit präsentierten Konfiguration sind mit einer elektrischen Heizenergie pro Schaltvorgang von 124 mJ ($P_{el} = 485 \text{ mW}$; $PW = 255 \text{ ms}$) im Betrieb mit gasförmigen Stickstoff, Differenzdrücke von bis zu 100 kPa zuverlässig schaltbar. Dabei wird im stabilen offenem Zustand eine maximale Flussrate von 921 sccm und im stabilen geschlossenen Zustand eine Leckrate von kleiner 6 sccm erreicht. Beim Betrieb mit Wasser

¹Im geschlossenen Zustand wirkt der Druck des Fluids auf eine kleine (Fläche des Ventilsitzes) und im geöffneten Zustand auf eine große Fläche (Fläche der gesamten Membran).

liegt der maximal mögliche Differenzdruck bei 50 kPa. Dabei wird eine maximale Flussrate von 3-4 ml/min und eine Leckrate kleiner 0,05 ml/min erreicht. Die vom Druck und Heizpuls abhängigen Schaltparameter wurden für den Betrieb mit einem gasförmigen Medium bestimmt. Typische Einschwingzeiten t_{95} liegen beim Öffnen zwischen 230 ms und 308 ms und beim Schließen zwischen 51 ms und 74 ms. Im gesamten Druckbereich liegen für das Öffnen und Schließen jeweils die Tot- und Verzugszeiten unterhalb von 15 ms und die Anstiegszeiten unterhalb von 56 ms. Da eine Abhängigkeit der Funktionseigenschaften des bistabilen Mikroventils vom verwendeten Heizpuls wie auch von den Abständen der einzelnen Komponenten zueinander besteht, wurden auch diese genauer untersucht. Die gewonnenen Messdaten wurden so aufbereitet, dass der Arbeitspunkt und Arbeitsbereich des bistabilen Mikroventils durch Einstellen der genannten Parameter den Anforderungen eines speziellen Anwendungsfalls angepasst werden kann.

- Der Einsatz des entwickelten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils für eine einfache Dosieranwendung wurde demonstriert. Durch das lineare Verhalten zwischen Öffnungszeit und dispensiertem Volumen lässt sich so bei bekanntem Differenzdruck ein definiertes Volumen durch Einstellen der Öffnungszeit dosieren. Wird das bistabile Mikroventil im Dauerpulsbetrieb angesteuert, so lässt sich durch Variation eines pulsweitenmodulierten Signals ein quasi-kontinuierlicher Volumenstrom einstellen.
- Ein Vergleich mit dem Stand der Technik zeigt, dass das in dieser Arbeit demonstrierte Funktionsprinzip eines bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils sehr gute Leistungsmerkmale erreicht. Dabei wird trotz der geringen Baugröße des Ventils ($10 \times 6 \times 3 \text{ mm}^3$) ein maximal schaltbarer Differenzdruck von bis zu 100 kPa mit einer Flussrate von 921 sccm und einer Leckrate von $< 6 \text{ sccm}$ erreicht. Zieht man den maximalen Differenzdruck als wichtigstes Kriterium heran, so kann das vorgestellte Mikroventil in allen Vergleichspunkten überzeugen, sogar beim sonst im Mittelfeld liegenden Kriterium der erforderlichen Heizenergie pro Schaltvorgang von 124 mJ.

7 Ausblick

Diese Arbeit beschreibt die Entwicklung eines neuartigen Aktorkonzepts und beispielhaft seine Anwendung in einem bistabilen Mikroventil. Dabei wurden grundlegende Erkenntnisse über das Verhalten des alleinigen Aktors wie auch im Anwendungsfall als bistabiles Mikroventil gewonnen. Die gezeigten Optimierungen sind jedoch an eine Reihe von Randbedingungen, wie beispielsweise die Zukaufteile (hartmagnetischer Zylinder und sphärischer Stempel), gebunden. Bei gleichbleibenden Bauvolumen des bistabilen Mikroventils gibt es darum weitere Optimierungsmöglichkeiten. Inwieweit der gezeigte bistabile Mikroaktor zum Einsatz in kommerziellen Anwendungen und im Speziellen als bistabiles Mikroventil kommen wird, hängt mitunter von zukünftigen Weiterentwicklungen ab. Im Folgenden werden konkrete Verbesserungen, mögliche Erweiterungen und Einsatzszenarien diskutiert.

Das größte Optimierungspotential des entwickelten bistabilen Magneto-FGL-Mikroventils ist die Vergrößerung des Arbeitsbereiches für einen definierten Abstand der weichmagnetischen Anschläge sowie die Erhöhung des maximal schaltbaren Differenzdruckes. Beides lässt sich durch eine Vergrößerung der resultierenden magnetostatischen Haltekraft erzielen, indem das Durchmesser Verhältnis von hartmagnetischem Zylinder zur Aussparung der weichmagnetischen Scheibe ($\varnothing_M/\varnothing_A$) vergrößert wird. Sowohl die alleinige Verkleinerung von \varnothing_A oder Vergrößerung von \varnothing_M , als auch beides gleichzeitig, sind denkbar. Neben der ansteigenden resultierenden magnetostatischen Kraft steigt dabei auch die Toleranz gegenüber einer lateralen Dejustage der Bauteile. Bei einer Verkleinerung von \varnothing_A muss sowohl der sphärische Stempel als auch der Ventilsitz-Durchmesser angepasst werden. Ein maximaler Leistungsgewinn lässt sich deshalb bei minimaler Designänderung nur mit einer Vergrößerung des Durchmessers \varnothing_M erzielen. Hierbei steigt neben der Toleranz gegenüber einer Dejustage die resultierende magnetostatische Kraft stärker an als bei einer Verkleinerung des Durchmessers \varnothing_A . Erste Untersuchungen bestätigen dies mit schaltbaren Differenzdrücken von bis zu 300 kPa und Durchflussraten von 2200 sccm [102].

Die Auswirkung des verwendeten Heizpulses auf die Leistungsfähigkeit des bistabilen Mikroventils konnte in dieser Arbeit für Rechteckpulse gezeigt werden. Dabei wurde das Schließ- und Öffnungsverhalten des Ventiles für Heizpulse mit unterschiedlicher Intensität und Pulsweite, aber mit gleichem Energieinhalt verglichen. Hierbei zeigte sich, dass es bei sehr kurzen energiearmen aber intensiven Heizpulsen zu einem Prelleffekt an den weichmagnetischen Anschlägen kommen kann. Dies führt dazu, dass die Leckrate steigt oder gar das Ventil nicht verschlossen werden kann. Hier besteht die Möglichkeit, durch weitere Untersuchungen mit unterschiedlichen Signalformen die minimal notwendige Heizenergie sowie die Schaltzeiten zu optimieren.

Lösungsansätze für eine Parallelfertigung der Einzelkomponenten (fluidische Platte, antagonistischer Schalter und oberer weichmagnetischer Anschlag) werden in dieser Arbeit vorgestellt. Die Endmontage, die bis dato manuell mit Zuhilfenahme eines Montagerahmens durchgeführt werden muss, verhindert jedoch eine kostengünstige Fertigung des gesamten bistabilen Mikroventils. Dieser Schritt, bei dem die Einzelkomponenten gestapelt, justiert und miteinander verbunden werden ist aber zugleich entscheidend verantwortlich für die Leistungsmerkmale des bistabilen Mikroventils. Dieser Endmontageschritt muss für eine etwaige zukünftige Kommerzialisierung überdacht werden. Bei bekannten Abständen zwischen den Einzelkomponenten, sind Montagethoden, bei denen sich die Komponenten selbständig justieren, denkbar [5]. Um eine hohe Fehlertoleranz bei den Abständen zwischen den Einzelkomponenten zu erreichen, müsste das Ventildesign überdacht werden. Hier ist beispielsweise ein Lösungsansatz, die Einzelkombination nicht durch eine Klebung sondern durch eine Verschraubung zu verbinden. Dieser Lösungsansatz hätte zudem den Vorteil, dass der Arbeitspunkt sowie der Arbeitsbereich des Ventiles für die aktuelle Anwendung jederzeit nachjustiert werden könnte.

Die Verwendung des bistabilen Mikroventils für eine Dosieranwendung wurde demonstriert. So lassen sich bei bekanntem Differenzdruck definierte, vom gewählten Tastgrad des Heizsignales abhängige Volumina applizieren. Ist der Differenzdruck nicht bekannt, ist dies nicht mehr möglich. Durch Integration eines Durchflusssensors, ließe sich dieses Problem umgehen. Um eine hohe Genauigkeit bei der Applizierung von Volumina im Bereich des Totvolumens des Ventils zu erreichen, müsste der Durchfluss möglichst nahe am Ventilsitz gemessen werden. Erste Untersuchungen zur Integration eines Durchflusssensors in ein Polymer basierte Mikroventil wurden bereits erfolgreich gezeigt [103].

Auf Grund des angewendeten modularen Aufbaus lassen sich Einzelkomponenten des bistabilen Mikroventils schnell und mit verhältnismäßig geringem Aufwand für die jeweilige Anwendung anpassen. Somit bietet sich die Anwendung des bistabilen Mikroventils in den Bereichen der Lebenswissenschaften und der der Reformere-Brennstoffzellen an. Dazu muss für die Herstellung der fluidischen Platte ein Material verwendet werden, das durch Heißprägen strukturierbar ist und eine Beständigkeit gegenüber den für diese Anwendungsfälle typischen aggressiven Medien aufweist. Ebenso muss die Membran aus einem entsprechenden Material bestehen und durch eine geeignete Methode mit der fluidischen Platte verbunden werden [104].

Ebenfalls durch den hier beschriebenen modularen Aufbau begünstigt, ist die Realisierung eines 3/2 Regelventils. Dabei muss lediglich der obere weichmagnetische Anschlag durch eine weitere fluidische Platte ausgetauscht werden. Werden dabei beide Ventileinlässe mit demselben Druck beaufschlagt, kommt es zu einer Kraftkompensation. Dadurch lässt sich dieses Ventil symmetrisch betreiben und der schaltbare Differenzdruckbereich lässt sich drastisch erhöhen [105].

Literaturverzeichnis

- [1] Bundesministerium für Bildung und Forschung, “Ideen. Innovation. Wachstum. Hightech-Strategie 2020 für Deutschland,” 2010.
- [2] O. N. Tufte, P. W. Chapman, and D. Long, “Silicon Diffused-Element Piezoresistive Diaphragms,” *Journal of Applied Physics*, vol. 33, 1962.
- [3] L. Franz and S. Andrea, “VERFAHREN ZUM ANISOTROPEN ÄTZEN VON SILIZIUM,” 1994.
- [4] V. Saile, U. Wallrabe, O. Tabata, and J. Korvink, *LIGA and its applications. Advanced micro & nanosystems*, Wiley-VCH, 2009.
- [5] U. Diltthey and A. Brandenburg, *Montage hybrider Mikrosysteme: Handhabungs- und Fügetechniken für die Klein- und Mittelserienfertigung*. VDI-Buch, Springer, 2005.
- [6] T. Grund, *Entwicklung von Kunststoff-Mikroventilen im Batch-Verfahren*. PhD thesis, Karlsruher Institut für Technologie, 2010.
- [7] J. M. Kahn, R. H. Katz, and K. S. J. Pister, “Next century challenges: mobile networking for Smart Dust,” in *Proceedings of the 5th annual ACM/IEEE international conference on Mobile computing and networking, MobiCom '99*, (New York, NY, USA), pp. 271–278, ACM, 1999.
- [8] S. Priya and D. Inman, *Energy Harvesting Technologies*. Springer, 2008.
- [9] J. Paradiso and T. Starner, “Energy scavenging for mobile and wireless electronics,” *Pervasive Computing, IEEE DOI - 10.1109/MPRV.2005.9*, vol. 4, no. 1, pp. 18–27, 2005.
- [10] S. Beeby and N. White, *Energy Harvesting for Autonomous Systems*. Smart Materials, Structures, and Systems, Artech House, 2010.
- [11] P. Koeneman, I. Busch-Vishniac, and K. Wood, “Feasibility of micro power supplies for mems,” *Journal of Microelectrochemical Systems*, vol. 6, no. 4, pp. 355–362, 1997.
- [12] A. Evans, A. Bieberle-Hälter, J. Rupp and L. Gauckler, “Review on microfabricated micro-solid oxide fuel cell membranes,” *Journal of Power Sources*, vol. 194, no. 1, pp. 119 – 129, 2009. <ce:title>XIth Polish Conference on Fast Ionic Conductors 2008</ce:title>.
- [13] J. D. Morse, “Micro-fuel cell power sources,” *Int. J. Energy Res.*, vol. 31, no. 6-7, pp. 576–602, 2007.

- [14] J. Halter and F. Najm, "A gate-level leakage power reduction method for ultra-low-power cmos circuits," in *Custom Integrated Circuits Conference, 1997, Proceedings of the IEEE 1997 DOI - 10.1109/CICC.1997.606670*, pp. 475–478, 1997.
- [15] A. Bellaouar and M. Elmasry, *Low-power digital VLSI design: circuits and systems*. Kluwer Academic Publishers, 1999.
- [16] M. Staab and H. Schlaak, "Novel electrothermally actuated magnetostatic bistable microrelay for telecommunication applications," in *Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2011 IEEE 24th International Conference on*, pp. 1261–1264, 2011.
- [17] G. Rebeiz, *RF MEMS: theory, design, and technology*. Wiley-Interscience, 2003.
- [18] Y. hua Zhang, G. Ding, X. Shun, D. Gu, B. Cai, and Z. Lai, "Preparing of a high speed bistable electromagnetic rf mems switch," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 134, no. 2, pp. 532 – 537, 2007.
- [19] J. Bouchaud, B. Knoblich, H. Tilmans, F. Coccetti, and A. El Fatatry, "Rf mems roadmap," in *Microwave Integrated Circuit Conference, 2007. EuMIC 2007. European DOI - 10.1109/EMICC.2007.4412719*, pp. 343–346, 2007.
- [20] S. Nagaoka, "Compact latching-type single-mode-fiber switches fabricated by a fiber-micromachining technique and their practical applications," *Selected Topics in Quantum Electronics, IEEE Journal of DOI - 10.1109/2944.748103*, vol. 5, no. 1, pp. 36–45, 1999.
- [21] M. Hoffmann, P. Kopka, and E. Voges, "Bistable micromechanical fiber-optic switches on silicon with thermal actuators," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 78, no. 1, pp. 28 – 35, 1999.
- [22] V. Ranade and J. Cannon, *Drug Delivery Systems. Pharmacology and Toxicology: Basic and Clinical Aspects*, Taylor and Francis, 2011.
- [23] B. Wagner, H. Quenzer, S. Hoerschelmann, T. Lisec, and M. Juerss, "Micro-machined bistable valves for implantable drug delivery systems," in *Engineering in Medicine and Biology Society, 1996. Bridging Disciplines for Biomedicine. Proceedings of the 18th Annual International Conference of the IEEE DOI - 10.1109/IEMBS.1996.656940*, vol. 1, pp. 254–255 vol.1, 1996.
- [24] S. Basu, *Recent Trends in Fuel Cell Science and Technology*. Springer New York, 2007.
- [25] R. Pal, M. Yang, B. N. Johnson, D. T. Burke, and M. A. Burns, "Phase change microvalve for integrated devices," *Analytical Chemistry*, vol. 76, no. 13, pp. 3740–3748, 2004. PMID: 15228349.
- [26] C. Ahn, J.-W. Choi, G. Beaucage, J. Nevin, J.-B. Lee, A. Puntambekar, and J. Lee, "Disposable smart lab on a chip for point-of-care clinical diagnostics," *Proceedings of the IEEE DOI - 10.1109/JPROC.2003.820548*, vol. 92, no. 1, pp. 154–173, 2004.

- [27] K. W. Oh and C. H. Ahn, "A review of microvalves," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 16, no. 5, pp. R13–R39, 2006.
- [28] K. Otsuka, *Shape memory materials*. Cambridge: Cambridge Univ. Press, 1999.
- [29] M. V. Swain, "Shape memory behaviour in partially stabilized zirconia ceramics," *Nature*, vol. 322, pp. 234–236, 07 1986.
- [30] A. Lendlein and R. Langer, "Biodegradable, elastic shape-memory polymers for potential biomedical applications," *Science*, vol. 296, no. 5573, pp. 1673–1676, 2002.
- [31] Y. B. Kim, C. W. Chung, H. W. Kim, and Y.-H. Rhee, "Shape memory effect of bacterial poly[(3-hydroxybutyrate)-co-(3-hydroxyvalerate)]," *Macromolecular Rapid Communications*, vol. 26, no. 13, pp. 1070–1074, 2005.
- [32] K. Ikuta, "Micro/miniature shape memory alloy actuator," *Proc. IEEE Workshop*, vol. 3, pp. 2156–2161, 1990.
- [33] M. Tabib-Azar, *Microactuators : electrical, magnetic, thermal, optical, mechanical, chemical & smart structures*. Kluwer Academic, 1998.
- [34] P. Krulevitch, A. Lee, P. Ramsey, J. Trevino, J. Hamilton, and M. Northrup, "Thin film shape memory alloy microactuators," *Microelectromechanical Systems, Journal of DOI - 10.1109/84.546407*, vol. 5, no. 4, pp. 270–282, 1996.
- [35] C. Carlen, E.T.; Mastangelo, "Electrothermally activated paraffin microactuators," *Journal of Microelectrochemical Systems*, vol. 11, pp. 165–174, 2002.
- [36] M. Kohl, *Shape Memory Microactuators*. Microtechnology and MEMS, Springer Verlag, 2004.
- [37] M. Tomozawa, H. Y. Kim, and S. Miyazaki, "Microactuators using R-phase transformation of sputter-deposited Ti-47.3Ni shape memory alloy thin films," *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, vol. 17, no. 12, pp. 1049–1058, 2006.
- [38] S. Miyazaki and K. Otsuka, "Deformation and transition behavior associated with the R-phase in TiNi alloys," *Metall. Trans.*, vol. A, no. 17A, pp. 53–63, 1986.
- [39] H. Klingbeil, *Elektromagnetische Feldtheorie: Ein Lehr- und Übungsbuch*. Vieweg+Teubner Verlag, 2010.
- [40] C. Gerthsen and D. Meschede, *Gerthsen Physik*. Springer-Lehrbuch Series, Springer, 2003.
- [41] Y. Liu, D. Shindō, and D. Sellmyer, *Handbook of advanced magnetic materials*. No. Bd. 1 in Developments in Hydrobiology Series, Springer, 2005.
- [42] L. Michalowski, *Magnettechnik: Grundlagen, Werkstoffe, Anwendungen*. Vulkan-Verl., 2006.
- [43] H. Wicht and J.-C. Eloy, "4th strategic european round table on microsystems: Times are changing," *mst news*, vol. 21, pp. 42–42, 1996.

- [44] R. Smith, *Smart material systems: model development*. Frontiers in applied mathematics, Society for Industrial and Applied Mathematics, 2005.
- [45] M. Kohl, E. Just, W. Pfleging, and S. Miyazaki, "SMA microgripper with integrated antagonism," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 83, pp. 208–213, May 2000.
- [46] C. Zamponi, H. Rumpf, C. Schmutz, and E. Quandt, "Structuring of sputtered superelastic niti thin films by photolithography and etching," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 481-482, pp. 623 – 625, 2008. Proceedings of the 7th European Symposium on Martensitic Transformations, ESOMAT 2006.
- [47] T. Mineta, "Electrochemical etching of a shape memory alloy using new electrolyte solutions," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 14, no. 1, p. 76, 2004.
- [48] M. Kohl, E. Quandt, A. Schübler, R. Trapp, and D. M. Allen, "Characterization of niti shape memory microdevices produced by microstructuring of etched sheets or sputter deposited films," *Proc. 4th Int. Conference on New Actuators*, pp. 317–320, 1994.
- [49] E. Makino, T. Mitsuya, and T. Shibata, "Micromachining of TiNi shape memory thin film for fabrication of micropump," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 79, no. 3, pp. 251 – 259, 2000.
- [50] N. Kanani, *Galvanotechnik: Grundlagen, Verfahren, Praxis*. Hanser, Carl GmbH + Co., 2009.
- [51] D. Löhe and J. Hausselt, *Microengineering of Metals and Ceramics: Special replication techniques, automation, and properties*. Advanced micro & nanosystems, Wiley-VCH, 2005.
- [52] M. J. Madou, *Fundamentals of microfabrication*. CRC Press, 1997.
- [53] S. McFee, J. Webb, and D. Lowther, "A tunable volume integration formulation for force calculation in finite-element based computational magnetostatics," *Magnetics, IEEE Transactions on DOI - 10.1109/20.43951*, vol. 24, no. 1, pp. 439–442, 1988.
- [54] F. Henrotte, G. Dliege, and K. Hameyer, "The eggshell approach for the computation of electromagnetic forces in 2D and 3D," *Compel: The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering*, pp. 996–1005, 2004.
- [55] E. Hornbogen and B. Skrotzki, *Mikro- und Nanoskopie der Werkstoffe*. Springer, 2009.
- [56] R. Egerton, *Physical principles of electron microscopy: an introduction to TEM, SEM, and AEM*. Springer Science+Business Media, 2005.
- [57] H. Czychos, T. Saito, and L. Smith, *Springer handbook of materials measurement methods*. Springer, 2006.
- [58] S. Pfüller, *Physikalische Halbleiter-Messtechnik*. Verlag Technik, VEB, 1973.

- [59] S. Hesse and G. Schnell, *Sensoren für die Prozess- und Fabrikautomation: Funktion- Ausführung- Anwendung*. Vieweg + Teubner, 2008.
- [60] O. Fiedler, *Strömungs- und Durchflußmeßtechnik*. Oldenbourg, 1992.
- [61] D. Gubbins and E. Herrero-Bervera, *Encyclopedia of geomagnetism and paleomagnetism*. Encyclopedia of earth sciences series, Springer, 2007.
- [62] B. Cullity and C. Graham, *Introduction to magnetic materials*. Wiley, 2009.
- [63] D. Forsyth and J. Ponce, *Computer vision: a modern approach*. Prentice Hall Professional Technical Reference, 2002.
- [64] P. Profos and T. Pfeifer, *Handbuch der industriellen Messtechnik*. Oldenbourg, 1994.
- [65] D. Stefanescu, *Handbook of Force Transducers: Principles and Components*. Springer, 2011.
- [66] B. Jensen, M. Parkinson, K. Kurabayashi, L. Howell, and M. Baker, “Design optimization of a fully-compliant bistable micro-mechanism,” *Proc. of 2001 ASME International Mechanical Engineering Congress*, 2001.
- [67] U. Mescheder and M. Freudenreich, “Charakterisierung eines bistabilen Schalters mit großem Schaltweg und einstellbaren Haltekräften,” in *Tagungsband des Mikrosystemtechnik-Kongresses 2005, Freiburg*, pp. 303–307, 2005.
- [68] L. Howell, *Compliant mechanisms*. A Wiley-Interscience publication, Wiley, 2001.
- [69] J. Ruhhammer, T. Huesgen, and P. Woias, “Bistable switching with a thermoelectrically driven thermopneumatic actuator,” in *Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference, 2009. TRANSDUCERS 2009. International DOI - 10.1109/SENSOR.2009.5285570*, pp. 33–36, 2009.
- [70] C. Goll, W. Bacher, B. Büstgens, D. Maas, W. Menz, and W. K. Schomburg, “Microvalves with bistable buckled polymer diaphragms,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 6, no. 1, p. 77, 1996.
- [71] A. Michael, C. Y. Kwok, K. Yu, and M. Mackenzie, “A novel bistable two-way actuated out-of-plane electrothermal microbridge,” *Microelectromechanical Systems, Journal of*, vol. 17, no. 1, pp. 58–69, 2008.
- [72] J. Qui, J. Lang, A. Slocum, and R. Strumpler, “A high-current electrothermal bistable mems relay,” in *Micro Electro Mechanical Systems, 2003. MEMS-03 Kyoto. IEEE The Sixteenth Annual International Conference on*, pp. 64–67, 2003.
- [73] H. Ishii and K.-L. Ting, “SMA actuated compliant bistable mechanisms,” *Mechatronics*, vol. 14, no. 4, pp. 421 – 437, 2004.
- [74] P. Meneroud, G. Magnac, G. Paient, and F. Claeysen, “Bistable micro actuator for energy saving,” in *Proceedings ACTUATOR*, pp. 744–747, 2006.
- [75] Y. hua Zhang, G. fu Ding, S. Fu, and B. chu Cai, “A fast switching bistable electromagnetic microactuator fabricated by uv-liga technology,” *Mechatronics*, vol. 17, no. 2-3, pp. 165 – 171, 2007.

- [76] B. Winzek, S. Schmitz, H. Rumpf, T. Sterzl, R. Hassdorf, S. Thienhaus, J. Feydt, M. Moske, and E. Quandt, "Recent developments in shape memory thin film technology," *Materials Science and Engineering A*, vol. 378, no. 1-2, pp. 40 – 46, 2004. European Symposium on Martensitic Transformation and Shape-Memory.
- [77] M. Degbe and J.-J. Laurin, "Design of a radio-frequency bistable switch using a thermal actuation on a dielectric membrane," in *Signals, Systems and Electronics, 2007. ISSSE '07. International Symposium on*, pp. 547–550, 2007.
- [78] 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*, vol. 80, no. 1, pp. 77 – 83, 2000.
- [79] Mircea Capanu, James G. Boyd, IV, and Peter J. Hesketh, "Design, fabrication, and testing of a bistable electromagnetically actuated microvalve," *Microelectromechanical Systems, Journal of DOI - 10.1109/84.846698*, vol. 9, no. 2, pp. 181–189, 2000.
- [80] J. Sutanto, P. J. Hesketh, and Y. H. Berthelot, "Design, microfabrication and testing of a cmos compatible bistable electromagnetic microvalve with latching/unlatching mechanism on a single wafer," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 16, no. 2, p. 266, 2006.
- [81] R. Luharuka and P. J. Hesketh, "A bistable electromagnetically actuated rotary gate microvalve," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 18, no. 3, p. 035015, 2008.
- [82] B. Yang, B. Wang, and W. K. Schomburg, "A thermopneumatically actuated bistable microvalve," *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 20, no. 9, p. 095024, 2010.
- [83] T. Huesgen, G. Lenk, T. Lemke, and P. Woias, "Bistable silicon microvalve with thermoelectrically driven thermopneumatic actuator for liquid flow control," in *Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2010 IEEE 23rd International Conference on DOI - 10.1109/MEMSYS.2010.5442417*, pp. 1159–1162, 2010.
- [84] J. Barth and M. Kohl, "BISTABILER MAGNETISCHER AKTUATOR AUS EINER FORMGEDAECHTNISLEGIERUNG," 2008.
- [85] B. Winzek, T. Sterzl, H. Rumpf, and E. Quandt, "Smart motion control by phase-coupled shape memory composites," in *Intelligent Robots and Systems, 2002. IEEE/RSJ International Conference on*, vol. 2, pp. 2004–2009 vol.2, 2002.
- [86] M. Kohl and K. Skrobanek, "Linear microactuators based on the shape memory effect," *Sensors and Actuators A: Physical*, vol. 70, pp. 104–111, Oct. 1998.
- [87] J. Barth, T. Grund, B. Krevet, and M. Kohl, "A magnetic-force enhanced bistable shape memory microactuator," *Actuator 2008: 11th International Conference on New Actuators, June 9-11, 2008*, pp. 386–389, 2008.
- [88] J. Barth, B. Krevet, and M. Kohl, "A magnetic force-enhanced bistable shape memory microactuator," *Proc. Transducers 09, Denver, Colorado, USA*, pp. 41–44, 2009.

- [89] P. J. Webster, K. R. A. Ziebeck, S. L. Town, and M. S. Peak, "Magnetic order and phase transformation in Ni_2MnGa ," *Philosophical Magazine Part B*, vol. 49, no. 3, pp. 295–310, 1984.
- [90] M. Kohl, B. Krevet, and O. Makoto, "Ferromagnetic shape memory microactuators," *Materials Transactions*, vol. 47, no. 3, pp. 639–644, 2006.
- [91] T. Speliotis and D. Niarchos, "Deposition of hard magnetic SmCo_5 thin films by magnetron sputtering," *J. Physics*, vol. 10, pp. 175–177, 2005.
- [92] B. B. N. Wang and D. Arnold, "Wax bonded NdFeB micromagnets for microelectromechanical systems applications," *J. Appl. Phys- Special Topics*, p. 103, 2008.
- [93] A. Speliotis, D. Niarchos, P. Falaras, D. Tsoukleris, J. Pepin, P. Meneroud, G. Magnac, F. Claeysen, C. Fermon, M. Pannetier, and N. Biziere, "Preparation of Nd-Fe-B Magnets by Screen Printing," *Journal of Iron and Steel Research, International*, vol. 13, no. Supplement 1, pp. 405 – 410, 2006.
- [94] B. M. Ma, J. W. Herchenroeder, B. Smith, M. Suda, D. N. Brown, and Z. Chen, "Recent development in bonded NdFeB magnets," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 239, no. 1-3, pp. 418 – 423, 2002.
- [95] A. S. Lileev, A. A. Parilov, and V. G. Blatov, "Properties of hard magnetic Nd-Fe-B films versus different sputtering conditions," *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 242-245, no. Part 2, pp. 1300 – 1303, 2002.
- [96] S. Schonhardt, J. Korvink, J. Mohr, U. Hollenbach, and U. Wallrabe, "Magnetic comb drive actuator," in *Micro Electro Mechanical Systems, 2008. MEMS 2008. IEEE 21st International Conference on DOI - 10.1109/MEMSYS.2008.4443697*, pp. 479–482, 2008.
- [97] B. Rogge, J. Schulz, J. Mohr, A. Thommes, and W. Menz, "Fully batch fabricated magnetic microactuators using a two layer liga process," *Conference on Solid-State Sensors and Actuators IX, Sweden*, pp. 320–323, 1995.
- [98] M. Anhalt and B. Weidenfeller, "Magnetic properties of polymer bonded soft magnetic particles for various filler fractions," *J. Appl. Phys.*, vol. 101, 2007.
- [99] J. Barth, B. Krevet, and M. Kohl, "A bistable shape memory microswitch with high energy density," *Smart Materials and Structures*, vol. 19, no. 9, p. 094004, 2010.
- [100] J. Barth and M. Kohl, "A bistable magnetically enhanced shape memory microactuator with high blocking forces," *Physics Procedia*, vol. 10, pp. 189 – 196, 2010. 3rd International Symposium on Shape Memory Materials for Smart Systems/E-MRS 2010 Spring Meeting.
- [101] J. Barth, C. Megnin, and M. Kohl, "A bistable shape memory microvalve," in *Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), 2011 IEEE 24th International Conference on DOI - 10.1109/MEMSYS.2011.5734613*, pp. 1067–1070, 2011.
- [102] J. Barth, C. Megnin, and M. Kohl, "A bistable shape memory alloy microvalve with magnetostatic latches," *IEEE - Journal of Microelectromechanical Systems (MEMS), DOI: 10.1109/JMEMS.2011.2174428*, 2011.

- [103] J. Barth, M. Bonamarte, T. Grund, B. Krevet, R. Ahrens, and M. Kohl, “Hochintegriertes Polymer-basiertes Ventil-Sensor-System,” *MikroSystemTechnik Kongress*, 2009.
- [104] T. Grund, T. Cuntz, and M. Kohl, “Batch fabrication of polymer microsystems with shape memory microactuators,” *Technical Digest MEMS 2008: 21st IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, Tucson, Arizona, US*, pp. 423–326, January 13-17 2008.
- [105] C. Megnin, J. Barth, and M. Kohl, “A bistable shape memory microvalve for three-way control,” in *Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference (TRANSDUCERS), 2011 16th International DOI - 10.1109/TRANSDUCERS.2011.5969420*, pp. 1308–1311, 2011.

A Abkürzungen und Symbole

Abkürzung	Beschreibung
A_E	Endtemperatur der austenitischen Phase
AGM	englisch: <i>Alternating Gradient Magnetometer</i>
A_S	Starttemperatur der austenitischen Phase
AS	antagonistischer Schalter
B1, B2	obere (1) und untere (2) FGL-Brücke
BA	bistabiler Aktoren
BLMM	englisch: <i>Bistable Linear Moving Magnet</i>
CAD	englisch: <i>Computer-Aided Design</i>
CCD	englisch: <i>Charge-Coupled Device</i>
CMOS	englisch: <i>Complementary Metal Oxide Semiconductor</i>
CVD	englisch: <i>Chemical Vapour Deposition</i>
EDX	englisch: <i>Energy Dispersive X-ray spectroscopy</i>
Fe	Eisen
FEM	Finite-Elemente-Methode
FGL	Formgedächtnislegierung
H_2O	Wasser
HF	Flusssäure
HNO_3	Salpetersäure
IMT	Institut für Mikrostrukturtechnik
KE0,1,2	Kräftegleichgewicht in der Position 0,1,2
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
LIGA	Lithographie, Galvanik und Abformung
M1,2	obere (1), untere (2) FGL-Brücke
M_E	Endtemperatur der martensitischen Phase
MFGL	magnetische Formgedächtnislegierung
Mo	Molybdän
M_S	Starttemperatur der martensitischen Phase
MST	Mikrosystemtechnik
NdFeB	Neodym-Eisen-Bor
Ni	Nickel
NiFe	Nickel-Eisen
NiTi	Nickel-Titan
PIV	Pulsintensitätsvariation
PMMA	Polymethylmethacrylat
PVD	englisch: <i>Physical Vapour Deposition</i>

A Abkürzungen und Symbole

PW	Pulsweite
PWV	Pulsweitenvariation
R_E	Endtemperatur der rhomboedriscen Phase
REM	Rasterelektronenmikroskop
R_S	Starttemperatur der rhomboedriscen Phase
RT	Raumtemperatur
sccm	Standardkubikzentimeter pro Minute
SMA	englisch: <i>Shape Memory Alloy</i>
SmCo	Samarium-Cobalt
sPROMs	englisch: <i>Structurally Programmable Microfluidic Systems</i>
SQUID	englisch: Superconducting Quantum Interference Device
Ti	Titan
UV	Ultraviolett
V1,-5	Variante 1 bis 5 des bistabilen Magneto-FGL-Aktors

Symbol	Beschreibung	Einheit
\varnothing_A	Durchmesser der Aussparung im weichmagnetischen Anschlag	m
\varnothing_M	Durchmesser des hartmagnetischen Zylinders	m
\varnothing_{MP}	Durchmesser der Montageplatte	m
\varnothing_{WS}	Durchmesser der weichmagnetischen Scheibe (Variante V4)	m
ΔF_{AS}	resultierende Kraft des antagonistischen Schalters	N
ΔF_{mag}	resultierende magnetostatische Kraft	N
ΔF_{max}	resultierende, maximal zulässige Kraft des magnetostatischen Rückhaltesystems	N
ΔF_{min}	resultierende, minimal zulässige Kraft des magnetostatischen Rückhaltesystems	N
μ	Permeabilität	$\frac{\text{kg}\cdot\text{m}}{\text{A}^2\cdot\text{s}^2}$
μ_0	magnetische Feldkonstante ($\mu_0 = 12,56637\dots \cdot 10^{-7}$)	$\frac{\text{kg}\cdot\text{m}}{\text{A}^2\cdot\text{s}^2}$
μ_r	Permeabilitätszahl	
$a_{1,2}$	Abstand zwischen Oberseite des Aktorträgers und des gegenüberliegenden, weichmagnetischen Anschlages	m
A_M	Fläche der Membran	m^2
A_{SG}	Querschnittsfläche eines Steges	m^2
B	magnetische Flussdichte	T
b_S	Stegbreite	m
D	Drehmoment	Nm
d_M	Dicke der Membran	m
d_S	Dicke eines Steges	m
D_V	Gesamtvorauslenkung	m
d_{WS}	Dicke der weichmagnetischen Scheibe	m
e	Auslenkung einer einzelnen FGL-Brücke	m
E_H	Heizenergie	J
E_P	Pulsenergie	J
E_{pot}	potentielle Energie	J
F	Kraft	N
F_B	rückstellende Kraft einer einzelnen FGL-Brücke	N
F_M	gesamte, auf die Membran wirkende Kraft	N
H	magnetische Feldstärke	$\frac{\text{A}}{\text{m}}$
$h_{A1,-4}$	Schichtdicke der Abstandhalter A1 bis A4	m
H_K	Koerzitivfeldstärke	$\frac{\text{A}}{\text{m}}$
h_M	Höhe des Magneten	m
H_S	Sättigungsfeldstärke	$\frac{\text{A}}{\text{m}}$
I	elektrischer Strom	A
M_R	Remanenz	T

A Abkürzungen und Symbole

Symbol	Beschreibung	Einheit
M_S	Sättigungsmagnetisierung	T
p	Differenzdruck	$\frac{\text{N}}{\text{m}^2}$
P_{el}	elektrische Heizleistung	W
R_B	ohmscher Widerstand der FGL-Brücke	Ω
R_{ges}	ohmscher Gesamtwiderstand	Ω
R_K	ohmscher Kontaktwiderstand	Ω
R_L	ohmscher Widerstand der Messleitung	Ω
$R_{\dot{U}}$	ohmscher Übergangswiderstand	Ω
R_K	ohmscher Kontaktwiderstand	Ω
s	Hub	m
s_{AS}	Hub des antagonistischen Schalters	m
sp	Spaltweite	m
t_A	Anstiegszeit	s
t_L	Totzeit	s
t_V	Verzugszeit	s
t_{95}	Einschwingzeit	s
v_{AS}	Bewegungsgeschwindigkeit des antagonistischen Schalters	$\frac{\text{m}}{\text{s}}$
x	relative Verschiebung zur Nulllage des antagonistischen Schalters	m
z_K	Kugelaustritt (Differenz zwischen Oberseite der Kugel und des unteren weichmagnetischen Anschlags)	m

B Publikationsliste

Patente

- J. Barth und M. Kohl, “BISTABILER MAGNETISCHER AKTUATOR AUS EINER FORMGEDAECHTNISLEGIERUNG,” DE1020080273252008, 2008.
- J. Barth, T. Grund und M. Kohl, “VORRICHTUNG UND VERFAHREN ZUM SELEKTIVEN ÜBERTRAGEN EINER MIKROSTRUKTURIERTEN KOMPONENTE”, DE102009017306, 2010.

Journals

- M. Kohl, B. Krevet, T. Grund, J. Barth, D. Auernhammer and F. Khelifaoui, “Engineering aspects of shape memory film actuators and sensors,” *Advances in Science and Technology*, vol. 59, pp. 119-128, 2008. State-of-the-art Research and Application of SMAs Technologies
- T. Grund, C. Megnin, J. Barth and M. Kohl, “Batch fabrication of shape memory actuated polymer microvalves by transfer bonding techniques,” *Journal Micro. and Elect. Pack.*, 2009.
- J. Barth, B. Krevet and M. Kohl, “ A bistable shape memory microswitch with high energy density,” *Smart Materials and Structures*, vol. 19, 094004, 2010.
- J. Barth and M. Kohl, “A bistable magnetically enhanced shape memory microactuator with high blocking forces,” *Physics Procedia*, vol. 10, pp. 189 – 196, 2010. 3rd International Symposium on Shape Memory Materials for Smart Systems/E-MRS 2010 Spring Meeting.
- J. Barth, C. Megnin, and M. Kohl, “A bistable shape memory alloy microvalve with magnetostatic latches,” *IEEE - Journal of Microelectromechanical Systems (MEMS)*, DOI: 10.1109/JMEMS.2011.2174428, 2011.

Proceedings

- J. Barth, T. Grund, B. Krevet, and M. Kohl, “A magnetic-force enhanced bistable shape memory microactuator,” *Actuator 2008: 11th International Conference on New Actuators*, pp. 386–389, 2008.
- S. Wilson, R. Jourdain, T. Grund, J. Barth, M. Kohl, F. Korte, “Patterning new piezoelectric sheet materials for micro-valves and micro-pumps”, *Actuator 2008: 11th International Conference on New Actuators*, 2008.
- W. van der Wijngaart, R. M. Despont, D. Bhattacharyya, P. B. Kirby, S. Wilson, R. Jourdain, S. Braun, N Sandström, J. Barth, T. Grund, M. Kohl, F. Niklaus, M. Lapisa and F. Zimmer, “Increasing the Performance per Cost of Microsystems by Transfer Bonding Manufacturing Techniques”, *MST News issue 02/08*: pp 27-28, April 2008.
- J. Barth, M. Bonamarte, T. Grund, B. Krevet, R. Ahrens and M. Kohl, "Hochintegriertes Polymer-basiertes Ventil-Sensor-System", *MikroSystemTechnik Kongress*, 2009.
- J. Barth, B. Krevet and M. Kohl, “A bistable SMA microactuator with large work output,” in *Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference (TRANSDUCERS)*, Denver, Colorado, USA, pp. 41-44, 2009.
- J. Barth, B. Krevet and M. Kohl, ”A Bistable Shape Memory Microswitch”, *ASME 2009 Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems SMASIS09*, Oxnard, California, USA, 2009.
- S. Owens, J. Barth, S. Wilson, R. Jourdain and M. Kohl, ”A variable flow rate micro-valve using a thick film piezoelectric bimorph spiral actuator,” *35th International Conference on Micro and Nano Engineering, MNE2009*, Ghent, Belgium, 2009.
- C. Megnin, J. Barth and M. Kohl, “A bistable shape memory microvalve for three-way control,” in *Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference (TRANSDUCERS)*, DOI - 10.1109/TRANSDUCERS.2011.5969420, pp. 1308–1311, 2011.
- J. Barth, C. Megnin, and M. Kohl, “A bistable shape memory microvalve,” in *Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)*, 2011 IEEE 24th International Conference on DOI - 10.1109/MEMSYS.2011.5734613, pp. 1067–1070, 2011.