



Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 6718

Entwicklung von Mikroaktoren aus Formgedächtnislegierungen

M. Kohl

Institut für Mikrostrukturtechnik

April 2002

Forschungszentrum Karlsruhe

Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 6718

**Entwicklung von Mikroaktoren
aus
Formgedächtnislegierungen**

Manfred Kohl

Institut für Mikrostrukturtechnik

Von der Fakultät für Maschinenbau
der Universität Karlsruhe (TH) genehmigte Habilitationsschrift

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

2002

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)

ISSN 0947-8620

Kurzfassung

Formgedächtnislegierungen (FGL) besitzen die faszinierende Eigenschaft der Gestalterinnerung, die mit der Erzeugung hoher Energiedichten verbunden ist. Heutzutage werden sie bereits in mehreren sehr erfolgreichen Anwendungen genutzt. Innerhalb der letzten 10 Jahre haben FGL-Bauelemente auch in die Mikrosystemtechnik Einzug gehalten. Der vorliegende Bericht gibt einen Überblick über den heute erreichten Stand der Entwicklungen. Am Beispiel von FGL-Mikroventilen und FGL-Linearaktoren wird die Mikroaktor-Entwicklung von der Idee bis zum Prototypen in umfassender Breite beschrieben.

Die Breite der Forschungs- und Entwicklungsarbeiten in der FGL-Mikroaktorik reicht derzeit von rein materialwissenschaftlichen Themen bis hin zu technologischen Fragestellungen, z.B. bei der Mikrostrukturierung, Integration und Kontaktierung. Weitere Entwicklungsschwerpunkte sind dreidimensionale Modelle zur Behandlung komplexer FGL-Aktorgeometrien und gekoppelte Simulationsverfahren zur Berücksichtigung multifunktionaler Eigenschaften. Zum Aktorentwurf werden mechanische und thermische Optimierungskriterien vorgestellt, deren systematische Umsetzung eine optimale Nutzung des Formgedächtniseffekts erlaubt.

Einige der beschriebenen Prototypen sind bereits konkurrenzfähige Bauelemente. Dazu gehören normal geöffnete, mit 20 μm dicken FGL-Folienantrieben angesteuerte FGL-Mikroventile, die zu den kleinsten Mikroventilen zählen und dennoch zu anderen Ventilkonzepten vergleichbare Drücke und Durchflüsse kontrollieren können. Durch ihre modulare Bauweise können sie mit anderen Mikrofluidik-Komponenten flexibel kombiniert werden, um fluidische Mikrosysteme zu realisieren. Ein weiteres Beispiel sind FGL-Mikrogreifer, eine Weiterentwicklung der FGL-Linearaktoren, die derzeit anderen Mikrogreifern vergleichbarer Baugröße hinsichtlich Greifkraft und -hub weit überlegen sind.

Development of Microactuators from Shape Memory Alloys

Abstract

Shape memory alloys (SMAs) have the fascinating property of shape recovery, which is associated with the generation of high energy densities. Nowadays, they are already used in several very successful applications. Within the last 10 years, SMA devices have entered also the field of microsystems technology. The present report gives an overview on the current state-of-the-art. For the examples of SMA microvalves and SMA linear actuators, the microactuator development is described from the idea to the prototype in comprehensive breadth.

The breadth of research and development activities on SMA microactuators presently ranges from pure scientific topics of materials research to technological problems, e.g. of micromachining, integration and contacting. Further key aspects of development are three-dimensional models for the handling of complex SMA actuator geometries and coupled simulation routines in order to take multifunctional properties into account. For actuator design, mechanical and thermal optimization criteria are introduced, whose systematic implementation allows an optimum use of the shape memory effect.

Some of the presented prototypes are already competitive components. One example are normally-open SMA microvalves driven by SMA foil actuators of 20 μm thickness, which are counted among the smallest microvalves and which still are able to control pressures and flows comparable to other valve concepts. Due to their modular design they can be combined with other microfluidic components in a flexible way for realization of fluidic microsystems. Another example are SMA microgrippers, a further development of SMA linear actuators, which presently outperform other microgrippers of comparable size with respect to gripping force and stroke.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Übersicht	11
2	Entwicklungsstand der Mikroaktorik	15
2.1	Aktorprinzipien	16
2.1.1	Elektrostatische Prinzipien.....	19
2.1.2	Magnetische Prinzipien.....	20
2.1.3	Fluidische Prinzipien.....	21
2.1.4	Inverser Piezoeffekt	21
2.1.5	Sonstige Prinzipien	22
2.2	Mikroventile.....	22
2.2.1	Elektromagnetische Mikroventile	23
2.2.2	Piezoelektrische Mikroventile.....	24
2.2.3	Elektrostatische Mikroventile	24
2.2.4	Thermopneumatische Mikroventile	25
2.2.5	Bimetall-Mikroventile.....	25
2.3	Linearaktoren	26
2.3.1	Magnetische Linearaktoren.....	26
2.3.2	Elektrostatische Linearaktoren.....	28
2.3.3	Piezoelektrische Linearaktoren	30
2.4	Entwicklungspotential von FGL-Mikroaktoren.....	31
3	Formgedächtniseffekte.....	33
3.1	Übersicht	33
3.1.1	Einweg-Effekt	35
3.1.2	Zweiweg-Effekt	36
3.1.3	Pseudoelastizität.....	36
3.2	Kristallographische Aspekte der martensitischen Umwandlung	37
3.2.1	Mikroskopische Strukturänderungen	37
3.2.2	Strukturänderungen bei Anwesenheit mechanischer Spannungen	41
3.2.3	Gestalterinnerung	43
3.2.4	Voraussetzungen für Formgedächtnis.....	43
3.2.5	Phänomenologische Theorie martensitischer Umwandlungen	44

3.3	Thermodynamische Aspekte der martensitischen Umwandlung.....	45
3.3.1	Gibbssche Potentiale	45
3.3.2	Modellentwicklung	46
3.3.2.1	Mikroskopische Modelle.....	47
3.3.2.2	Mesoskopische Modelle.....	47
3.3.2.3	Makroskopische Modelle	49
3.3.2.4	Simulation von FGL-Bauteilen	52
3.4	Legierungen auf der Basis von NiTi	54
3.4.1	Metallurgie	54
3.4.2	Phasenumwandlungen.....	55
3.4.3	Mechanisches Verhalten	58
3.4.3.1	Verhalten bei konstanter Temperatur.....	59
3.4.3.2	Verhalten bei konstanter Kraft	60
3.4.3.3	Orientierungsabhängigkeit	61
3.4.3.4	Ermüdungsverhalten	62
3.4.4	Ternäre Legierungen auf der Basis von NiTi.....	63
3.4.4.1	NiTiCu-Legierungen	63
3.4.4.2	NiTiPd-Legierungen	65
3.4.5	Dünnschichten.....	66
3.4.5.1	Binäre NiTi-Legierungen	66
3.4.5.2	NiTiCu-Legierungen	67
3.4.5.3	NiTiPd-Legierungen	69
3.5	Entwicklungstrends.....	71
4	Formgedächtnis-Aktorik	73
4.1	Übersicht	73
4.2	Simulation	76
4.2.1	Dreidimensionales mechanisches Modell für FGL-Aktoren	77
4.2.2	FEM-Formulierung des mechanischen Modells für FGL-Aktoren	79
4.2.3	Simulation des elektrischen Verhaltens	82
4.2.4	Simulation des thermischen Verhaltens.....	83
4.2.5	Gekoppelte Mehrebenensimulation	84
4.3	Designoptimierung.....	85
4.3.1	Mechanische Designoptimierung.....	88

4.3.2	Thermische Designoptimierung	91
4.4	Konventionelle FGL-Aktoren	91
4.4.1	Übersicht	91
4.4.2	Entwurf	94
4.4.3	Herstellungsverfahren	96
4.5	FGL-Mikroaktoren	97
4.5.1	Monolithisch hergestellte FGL-Mikroaktoren	98
4.5.1.1	Übersicht	98
4.5.1.2	Entwurf	101
4.5.1.3	Herstellungsverfahren	102
4.5.2	Mikroaktoren aus FGL-Folien	105
4.6	Entwicklungstrends	106
5	FGL-Mikroventile	110
5.1	Ventilkonzepte	110
5.1.1	Aufbau und Funktion	110
5.1.2	Entwurf	113
5.1.2.1	Mechanische Eigenschaften	114
5.1.2.2	Thermische Eigenschaften	114
5.1.2.3	Fluidische Eigenschaften	114
5.1.3	Übersicht	115
5.2	Materialeigenschaften	116
5.2.1	Gewalzte FGL-Folien	116
5.2.1.1	NiTi-Folien mit Einweg-Effekt	117
5.2.1.2	NiTi-Folien mit pseudoelastischem Effekt	118
5.2.2	Gesputterte FGL-Dünnschichten	119
5.3	Normal geöffnete FGL-Mikroventile	120
5.3.1	Ventildesigns	120
5.3.1.1	Variante 1 mit FGL-Folienantrieb großer Dicke	121
5.3.1.2	Varianten 2 und 3 mit FGL-Folienantrieb geringer Dicke	125
5.3.1.3	Variante 4 mit FGL-Dünnschichtantrieb	129
5.3.2	Ventilherstellung	130
5.3.2.1	FGL-Mikroantriebe	131

5.3.2.2	Ventilkomponenten	134
5.3.2.3	Hybridintegration	134
5.3.3	Ventileigenschaften.....	139
5.3.3.1	Variante 1 mit FGL-Folienantrieb großer Dicke	140
5.3.3.2	Variante 2 mit FGL-Folienantrieb geringer Dicke.....	145
5.3.3.3	Variante 3 mit FGL-Folienantrieb geringer Dicke.....	154
5.3.3.4	Variante 4 mit FGL-Dünnschichtantrieb	156
5.3.4	Zusammenfassende Bewertung.....	161
5.4	Normal geschlossene FGL-Mikroventile.....	165
5.4.1	Ventildesigns.....	166
5.4.2	Ventilherstellung.....	170
5.4.3	Ventileigenschaften.....	172
5.4.4	Zusammenfassende Bewertung.....	180
5.5	Ausblick	181
6	FGL-Linearaktoren.....	183
6.1	Antriebskonzepte	183
6.1.1	Aufbau und Funktion	183
6.1.2	Entwurf.....	185
6.1.2.1	Mechanische Eigenschaften	186
6.1.2.2	Thermische Eigenschaften	187
6.1.3	Übersicht.....	188
6.2	Materialeigenschaften	189
6.2.1	NiTiCu-Folien mit Einweg-Effekt.....	189
6.3	FGL-Linearaktoren mit passiver Gegenfeder	190
6.3.1	Design und Herstellung.....	190
6.3.2	Eigenschaften der Linearaktoren	194
6.3.2.1	Aktorvariante 1 mit NiTi-Antrieb	195
6.3.2.2	Aktorvariante 2 mit NiTiCu-Antrieb	197
6.3.3	Zusammenfassende Bewertung.....	202
6.4	FGL-Linearaktoren mit Antagonismus.....	205
6.4.1	Design und Herstellung.....	205
6.4.2	Eigenschaften der Linearaktoren	207

6.4.2.1	Aktorvariante 3 mit NiTi-Antrieb	208
6.4.2.2	Aktorvariante 4 mit NiTiCu-Antrieb	211
6.4.3	Zusammenfassende Bewertung.....	215
6.5	Mikrooptische Schalter	217
6.5.1	Mikrooptischer Schalter mit beweglichem Funktionselement.....	217
6.5.1.1	Anforderungen an den FGL-Linearaktor	218
6.5.1.2	Herstellung	218
6.5.1.3	Funktionseigenschaften.....	219
6.5.2	Mikrooptischer Schalter mit beweglicher Glasfaser.....	220
6.5.2.1	Anforderungen an den FGL-Linearaktor	222
6.5.2.2	Herstellung	222
6.5.2.3	Funktionseigenschaften.....	225
6.5.3	Zusammenfassende Bewertung.....	226
6.6	Mikrogreifer	227
6.6.1	Anforderungen an einen mechanischen FGL-Mikrogreifer.....	228
6.6.2	Design	230
6.6.3	Herstellung.....	236
6.6.4	Funktionseigenschaften.....	237
6.6.5	Positionierung	242
6.6.6	Zusammenfassende Bewertung.....	247
6.7	Ausblick	249
7	Zusammenfassung	252
	Literatur.....	255

1 Einleitung und Übersicht

Aktoren sind neben Sensoren eine unverzichtbare Systemkomponente bei der Steuerung und Regelung von Prozessen. Ihre Einsatzgebiete reichen beispielsweise von Produktionsmaschinen und Haushaltsgeräten makroskopischer Bauweise bis hin zu Herzschrittmachern und Tintenstrahldruckern, die man bereits als Mikrosystemprodukte ansehen kann.

Bis heute ist der Begriff des Aktors weder in Normen noch in Richtlinien festgelegt. Dem allgemeinem Sprachgebrauch folgend kann ein Aktor als Verbindungsglied zwischen dem informationsverarbeitenden Teil einer Steuerung und einem Prozeß angesehen werden [1,2]. Wie in Abb. 1.1 schematisch dargestellt, greift ein Aktor in Prozesse seiner Umgebung ein, bei denen im allgemeinsten Fall Informationsflüsse, Energieflüsse und Substanzströme verändert werden. Der Aktoreingang wird in vielen Fällen elektrisch angesteuert. Prinzipiell sind aber auch nichtelektrische, z. B. optische oder fluidische, Steuerungssignale möglich. Intelligente Funktionen werden beispielsweise dadurch erzeugt, daß Prozeßparameter durch Sensoren erfaßt und zur Erzeugung geeigneter Steuerungssignale benutzt werden, mit denen die Prozeßparameter in Übereinstimmung mit vorgegebenen Zielen verändert werden.

Beim Begriff des Mikroaktors hat sich bislang, wie in der Mikrosystemtechnik überhaupt, noch kein einheitlicher Sprachgebrauch durchgesetzt. Wesentliche Merkmale von Mikroaktoren bestehen darin, daß kritische Abmessungen funktionsbestimmender Strukturen im Mikrometerbereich liegen oder daß zur Aktorherstellung der Einsatz von Mikrotechnologien erforderlich ist.

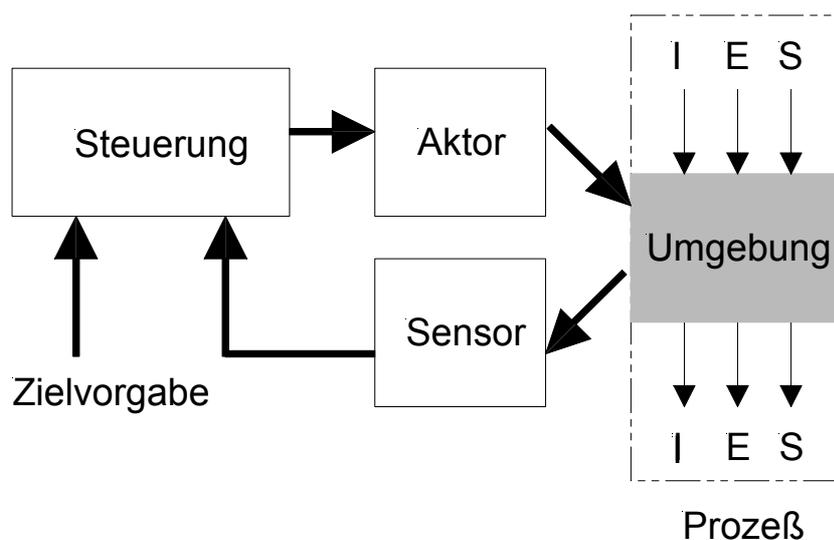


Abb.1.1: Steuerungssystem. Die Abkürzungen I, E und S stehen für Information, Energie und Substanz.

Die Mikroaktorik ist noch ein junges Arbeitsgebiet, dessen Anfänge ca. 25 Jahre zurückliegen, siehe z.B. [3,4], und dessen Entwicklung sich insbesondere in den letzten 10 Jahren sehr dynamisch vollzogen hat. Der sich immer stärker abzeichnende Bedarf an Mikroaktoren kann als eine direkte Konsequenz der Fortschritte im Bereich der Mikroelektronik angesehen werden. Durch Reduktion von Abmessungen, Leistungsverbrauch und Kosten gewinnen dezentrale Steuerungssysteme zunehmend an Bedeutung, bei denen Teile der Informationsverarbeitung aus einer zentralen Steuerung in die Prozeßperipherie verlagert werden. Wie in Abb. 1.2 skizziert, führt dieses Konzept zur Entwicklung ‚intelligenter‘ Sensoren und Aktoren, die unter anderem mit Mikrorechnern ausgestattet sind und über Bussysteme kommunizieren können.

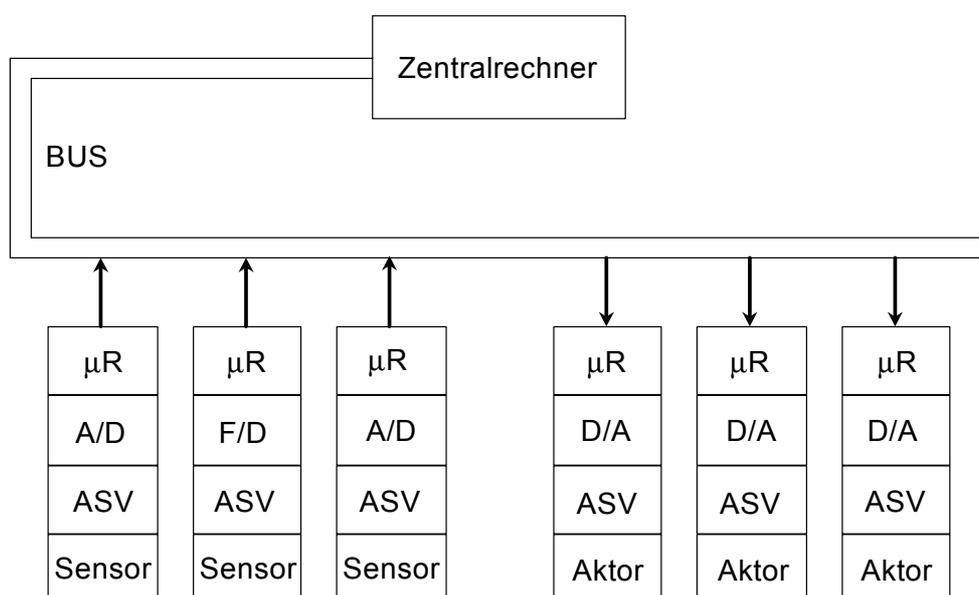


Abb.1.2: Dezentrales Steuerungssystem. Die Abkürzungen μR , A/D, F/D, D/A und ASV bedeuten Mikrorechner, Analog/Digital-, Frequenz/Digital-, Digital/Analog- Wandler und analoge Signalverarbeitungseinheit.

Ein weiterer Entwicklungsschritt ist die Integration mehrerer Mikroaktoren und –sensoren zu Mikrosystemen, wodurch neuartige Funktionen in kleinen Dimensionen ermöglicht und eine in der Gesamtheit erhöhte Leistungsfähigkeit erreicht werden.

Die Vielfalt an Materialien und Funktionen bringt es mit sich, daß sich die Mikroaktorik zu einem multidisziplinären Forschungsgebiet entwickelt. Dieser Trend wird dadurch verstärkt, daß dem Systemaspekt durch die Kleinheit und enge Nachbarschaft zu anderen Mikrokomponenten eine besondere Bedeutung zukommt. So können die Eigenschaften von Mikroaktoren beispielsweise durch die Wärmeentwicklung benachbarter Schaltkreise oder deren elektromagnetische Abstrahlung erheblich beeinflußt werden. Mikroaktoren können daher in der Regel nicht als isolierte Komponenten betrachtet werden. Vielmehr führen nicht vernachlässigbare Kopplungen und Querempfindlichkeiten zu sehr komplexen

Systemzusammenhängen, die möglichst bereits beim Aktorentwurf berücksichtigt werden müssen.

Generell sind die Anforderungen an Entwurfsmethoden, Materialien und Technologien bei der Entwicklung von Mikroaktoren sehr hoch, so daß kostengünstige Lösungen bislang eher eine Ausnahme darstellen und eine breite Markteinführung daher noch nicht möglich war. So gibt es bislang nur wenige kommerziell erhältliche Mikroaktorsysteme.

Ein eindrucksvolles Beispiel ist der Tintenstrahl-Druckkopf, der im Jahre 1996 bereits ein Produktionsvolumen von über 100 Millionen erreicht hat, was einem Markt von über 3 Milliarden \$ entspricht [5]. Neben fluidischen Mikroaktoren gewinnen auch Mikrostellelemente zum Schalten oder Positionieren zunehmend an Bedeutung. Typische Beispiele sind mikrooptische Spiegelschalter für die faseroptische Informationsübertragung oder Mikrorelais, die bisherige elektromechanische Relais ersetzen sollen.

Die Entwicklung von Mikroaktoren erfolgt derzeit im wesentlichen in zwei Ansätzen. Einen Entwicklungsschwerpunkt bildet die innovative Umsetzung konventioneller, in Makrodimensionen bewährter Aktorprinzipien durch Nutzung von Mikrotechnologien. Ein Beispiel ist der Elektromotor, durch dessen Miniaturisierung ein Mikromotor mit 1,9 mm Durchmesser entwickelt werden konnte [6]. Einen zweiten Schwerpunkt stellt die Umsetzung sogenannter 'neuer' Aktorprinzipien dar [7], z.B. des inversen Piezoeffekts oder des Formgedächtniseffekts, die in Mikrodimensionen ein vielversprechendes Anwendungspotential besitzen. Die Bezeichnung 'neu' bezieht sich dabei nicht auf den Zeitpunkt der Entdeckung, sondern hebt hervor, daß die Aktorprinzipien, bedingt durch erhebliche Fortschritte bei der technischen Umsetzung, erst in jüngster Zeit eine nennenswerte Bedeutung erlangt haben.

Unter den derzeit bekannten Aktorprinzipien zeigt der Formgedächtniseffekt die höchsten Energiedichten, die bei NiTi in der Größenordnung von 10 J/cm^3 liegen [8]. Damit erscheint der Formgedächtniseffekt insbesondere für Anwendungen interessant, bei denen trotz geringer Baugröße hohe Kräfte und Stellwege benötigt werden. Formgedächtnislegierungen (FGL) werden den sogenannten 'intelligenten' Materialien zugeordnet, da sie neben Aktorfunktionen z.B. auch Temperatursensor- und strukturmechanische Funktionen erfüllen und somit einfache und kompakte Bauformen mit multifunktionalen Eigenschaften ermöglichen [9]. Selbst die für makroskopische FGL-Aktoren charakteristischen Nachteile geringer thermodynamischer Effizienz und niedriger Wärmeübertragungsraten verlieren mit abnehmenden Abmessungen an Bedeutung. So sind bei Abmessungen im Mikrometerbereich Zykluszeiten von wenigen Millisekunden möglich [10]. Diese und eine Reihe anderer Argumente legen die Entwicklung von FGL-Mikroaktoren nahe.

Erste Versuche zur Entwicklung von FGL-Mikroaktoren bestanden in der Miniaturisierung makroskopischer Bauformen aus FGL-Drähten oder -Blechen [11]. Dieser Ansatz führt jedoch zu technisch und wirtschaftlich unpraktikablen Lösungen. Die Realisierung von FGL-

Mikroaktoren erfordert neuartige Vorgehensweisen in Anlehnung an Methoden der Mikroelektronik. In den letzten Jahren wurde mit der Entwicklung von FGL-Dünnschichten durch Sputterverfahren [12-18] und FGL-Folien durch Kaltwalzen [19,20] eine technologische Grundlage geschaffen, auf der die Entwicklung von FGL-Mikroaktoren aufbauen kann. So stellt sich die FGL-Mikroaktorik heute als ein Arbeitsgebiet dar, das neben der Domäne der Materialentwicklung eine ganze Reihe weiterer Forschungsschwerpunkte umfaßt, wie z.B. technologische Schwerpunkte (Mikrostrukturtechniken, Aufbau- und Verbindungstechniken), Designentwurf (Simulation, Gestaltoptimierung) und Fragestellungen zur Steuerung und Regelung.

In dieser Arbeit wird die Entwicklung von FGL-Mikroaktoren beschrieben. Es soll gezeigt werden, daß FGL-Mikroaktoren für viele Anwendungsbereiche ein hohes Innovationspotential besitzen und daß es lohnenswert ist, ihre Entwicklung mit hoher Intensität voranzutreiben.

Im folgenden Kapitel wird zunächst auf den derzeitigen Entwicklungsstand der Mikroaktorik am Beispiel von Mikroventilen und Linearaktoren eingegangen. Anhand dieser Beispiele lassen sich Eigenschaften und Probleme aufzeigen, die den gegenwärtigen Stand der Mikroaktorik charakterisieren und derzeit Thema zahlreicher Forschungs- und Entwicklungsarbeiten sind. Vor dem Hintergrund des derzeitigen Entwicklungsstands lassen sich die in den Kapiteln 5 und 6 vorgestellten FGL-Mikroventile und -Linearaktoren bewerten.

Kapitel 3 behandelt materialwissenschaftliche Grundlagen der Formgedächtniseffekte, die für die Entwicklung von FGL-Mikroaktoren relevant sind. Neben einer Einführung in Kristallographie und Thermodynamik werden die besonderen Eigenschaften von Legierungen auf der Basis von NiTi vorgestellt.

In Kapitel 4 werden die wichtigsten Grundlagen zur Entwicklung von FGL-Mikroaktoren behandelt. Zentrale Themen sind die Simulation und die Designoptimierung von FGL-Bauteilen. Darüber hinaus wird auf Fragestellungen zum Entwurf von FGL-Mikroaktoren und auf technologische Gesichtspunkte eingegangen.

Die nachfolgenden Kapitel 5 und 6 stellen Entwicklungsarbeiten des Autors vor. Kapitel 5 geht auf verschiedene Bauvarianten von FGL-Mikroventilen ein, die sich hinsichtlich Funktion (normal geöffnet / normal geschlossen), Aufbau und Herstellung unterscheiden. Kapitel 6 behandelt FGL-Linearaktoren und deren Weiterentwicklung zu mikrooptischen Schaltern und Mikrogreifern.

Abschließend folgt in Kapitel 7 eine Zusammenfassung.

2 Entwicklungsstand der Mikroaktorik

Derzeit werden weltweit große Anstrengungen zur Entwicklung von Mikroaktoren unternommen. Die dynamische Entwicklung bringt es mit sich, daß die zahlreichen, auf Konferenzen und in Veröffentlichungen präsentierten Beiträge durch Übersichtsartikel nur lückenhaft abgedeckt sind und bislang nur ein Buch erschienen ist, das sich ausschließlich mit dem Thema Mikroaktorik befaßt [2].

Abb. 2.1 zeigt eine Zusammenstellung von Anwendungsfeldern, die für die Mikrosystemtechnik als bedeutsam eingestuft werden [21]. Häufig benötigte Aktorfunktionen sind die Handhabung kleiner Fluidmengen, z.B. in der Medizin-, Bio- und chemischen Technik, und die Ausführung von Schalt- oder Positionierfunktionen, beispielsweise in der Informationstechnik, Sicherheitstechnik und Robotik. Beiden Bereichen wird in diesem Kapitel besondere Aufmerksamkeit gewidmet. Wichtige Mikroaktoren zur Handhabung kleiner Fluidmengen sind Mikroventile. Sie werden beispielsweise zur Veränderung von Druckgefällen und Durchflüssen in einem Fluidkanal oder zum Schalten von Fluidströmen zwischen verschiedenen Fluidkanälen benötigt. Wichtige Mikroaktoren zur Realisierung von Schalt- oder Positionierfunktionen sind Linearaktoren.

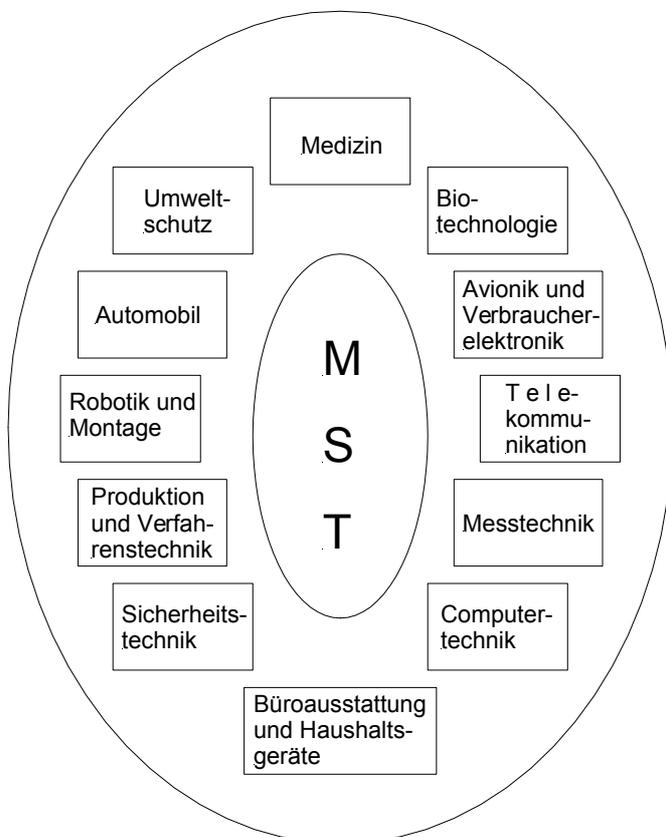


Abb. 2.1:

Mikrosystem-Anwendungen. Die Abkürzung MST steht für Mikrosystemtechnik [21].

Nach einer vergleichenden Diskussion verschiedener, derzeit verfügbarer Aktorprinzipien wird der Stand der Mikroaktorik am Beispiel beider Aktortypen beschrieben.

2.1 Aktorprinzipien

Die Funktionseigenschaften von Aktoren werden insbesondere durch zugrunde liegende Aktorprinzipien bestimmt. Daher kommt der Auswahl bestimmter Aktorprinzipien eine besondere Bedeutung zu. Tabelle 2.1 zeigt eine Zusammenstellung verschiedener Aktorprinzipien, die derzeit bei der Entwicklung von Mikroaktoren von Bedeutung sind. In der letzten Spalte werden die mit heute verfügbaren Materialien und Technologien erreichbaren Arbeitsdichten verglichen. Die bei einer bestimmten Baugröße tatsächlich erreichbaren Kräfte und Stellwege hängen von deren Skalierungsverhalten, vom Aktordesign und von technologischen Grenzen ab. Die Gesamtabmessung eines Aktors kann deshalb darüber entscheiden, welches Aktorprinzip für eine gewünschte Anwendung am besten geeignet ist. Das Skalierungsverhalten der Kräfte läßt sich aus den Kraftgesetzen in Tabelle 2.1 durch Einführung einer Skalierungsvariablen r herleiten, die die Baugröße in einer Raumrichtung beschreibt. Analog läßt sich das Skalierungsverhalten der Arbeitsdichte und Leistungsdichte bestimmen. Das Ergebnis ist in Tabelle 2.2 für die verschiedenen Aktorprinzipien zusammengestellt.

Abb. 2.2 zeigt eine Übersicht über technisch erreichbare, auf die Aktormasse normierte Leistungsdichten für Aktoren unterschiedlichster Masse zwischen 10^{-4} und 10^7 g. Die meisten Daten wurden aus einer japanischen Studie übernommen [22]. Die Daten im Bereich Mikroaktorik stammen von FGL-Linearaktoren und FGL-Ventilantrieben der vorliegenden Arbeit, bzw. von elektrorheologischen Mikroventilen aus [23]. Höchste Leistungsdichten in der Größenordnung von 10 W/g werden bei Gasturbinen und hydraulischen Motoren mit Aktormassen zwischen 10^4 und 10^6 g erzielt. Mit abnehmender Aktormasse zeichnet sich ein Trend zu geringeren Leistungsdichten ab. Im mesoskopischen Bereich zwischen 10^{-1} und 10 g zeigen Piezoaktoren vielversprechende Ergebnisse. Unterhalb 10^{-1} g schließt sich der Bereich der Mikroaktoren an. Hier zeigen sogenannte ‚Neue Aktoren‘ wie z.B. elektrorheologische oder FGL-Aktoren vielversprechende Leistungsdaten.

Neben der Arbeits- und Leistungsdichte gibt es zahlreiche weitere Kriterien zur Beurteilung von Aktoren (Zeitkonstanten, Genauigkeit, Wirkungsgrad, Lebensdauer, etc.). Auf diese Punkte wird am Beispiel von Mikroventilen und Linearaktoren eingegangen.

Prinzip	Schema	Kraft F_i	Maximale Arbeitsdichte U/V
Elektrostatisch - Plattenanziehung - Plattenausrichtung		$F_i = \frac{\partial}{\partial i} \left(\frac{1}{2} CV^2 \right)$	10^5 J/m^3 (Annahme: $E_{\max} = 1,5 \cdot 10^8 \text{ V/m}$)
Elektrodynamisch Reluktanz		$dF_i = \frac{\mu_0}{4\pi} I(d\vec{l} \times d\vec{B})_i$	$4 \cdot 10^5 \text{ J/m}^3$ (Annahme: $B_{\max} = 1 \text{ Tesla}$)
Elektromagnetisch		$F_i = \frac{\partial}{\partial i} (\vec{M}\vec{B})$	
Fluidisch - Kolbenverschiebung - Membranauslenkung		$dF_i = p dA_i$	10^6 J/m^3 (Annahme: $p_{\max} = 10^6 \text{ Pa}$)
Inverser Piezoeffekt - Längswandler-Prinzip - Biegewandler-Prinzip		$dF_i = AC_{ik}^E d_{k\lambda} dE_k$	$1,2 \cdot 10^4 \text{ J/m}^3$ (Annahme: $E_{\max} = 10^6 \text{ V/m}$)
Formgedächtniseffekt - Einweg-Effekt in einer Zugprobe		$F_x = \sigma_x A$	10^7 J/m^3 (Annahme: $\epsilon_{\max} = 4 \%$)

Tabelle 2.1: Übersicht häufig verwendeter Prinzipien in der Mikroaktorik. Die Symbole sind im Anhang erläutert.

Prinzip	Annahme	Kraft	Arbeitsdichte	Leistungsdichte
Elektrostatisch	$E \propto r^0$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-1}$
	$E \propto r^{-0,5}$	$F \propto r^1$	$U/V \propto r^{-1}$	$P/V \propto r^{-2,5}$
Reluktanz	$J \propto r^0$	$F \propto r^4$	$U/V \propto r^2$	$P/V \propto r^2$
	$J \propto r^{-1}$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-1}$
Fluidisch	$p \propto r^0$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-1}$
Inverser Piezoeffekt	$E \propto r^0$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-1}$
	$E \propto r^{-0,5}$	$F \propto r^{1,5}$	$U/V \propto r^{-0,5}$	$P/V \propto r^{-1,75}$
Formgedächtniseffekt	$J \propto r^0$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^0$
	$J \propto r^{-1}$	$F \propto r^2$	$U/V \propto r^0$	$P/V \propto r^{-2}$

Tabelle 2.2: Skalierungsverhalten häufig verwendeter Prinzipien in der Mikroaktorkik. Die zugrundeliegenden Annahmen werden im Text erläutert. Die Skalierungsvariable r beschreibt die Baugröße in einer Raumrichtung.

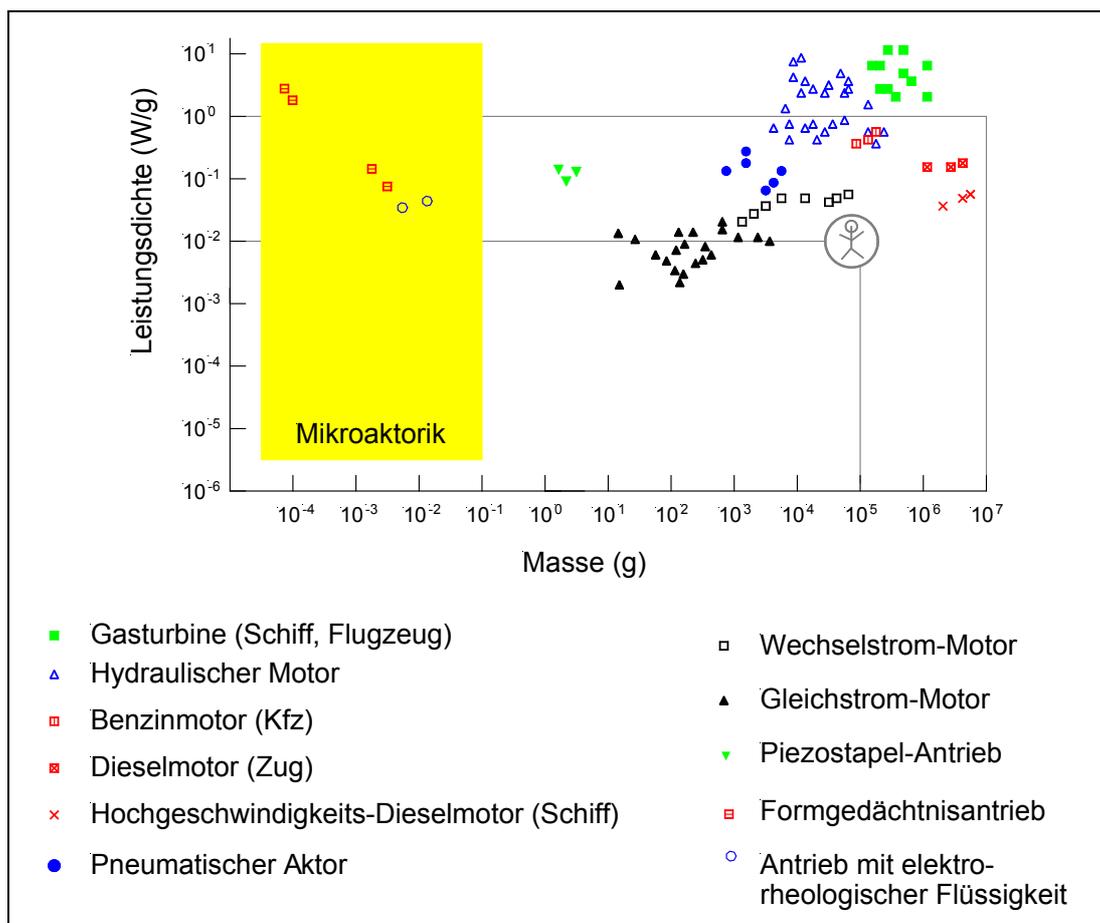


Abb. 2.2: Technisch erreichbare, auf die Aktormasse normierte Leistungsdichten von Aktoren der Makro- und Mikrotechnik. Die typische Leistungsdichte eines Menschen ist zum Vergleich mit aufgeführt.

2.1.1 Elektrostatische Prinzipien

Elektrostatische Aktoren nutzen die Coulomb-Anziehungskraft zwischen entgegengesetzt geladenen Körpern. Im einfachsten Fall handelt es sich um zwei geladene, parallel ausgerichtete Platten, wie in Tabelle 2.1 dargestellt. Neben einer senkrecht zwischen den Platten wirkenden Kraftkomponente F_z tritt bei lateralem Plattenversatz zusätzlich eine in lateraler Richtung wirkende Kraft F_x auf. Bei nicht paralleler Geometrie oder flexiblen Kondensatorelementen (z.B. Biege- oder Membranstrukturen) werden Anteile beider Kraftkomponenten gleichzeitig ausgenutzt. Weitere mögliche Anordnungen nutzen die Kräfte zwischen Körpern mit unterschiedlichen Dielektrizitätskonstanten.

Die Energie im Kondensator ist proportional zur Kapazität des Aktors C und damit indirekt proportional zum Abstand der geladenen Platten. Folglich ist der Plattenabstand, neben der Plattenfläche, ein wichtiger Designparameter, der möglichst klein gewählt werden sollte, um nennenswerte Kräfte zu erzielen. Hier kommen die Vorteile der Mikrotechnologie zum Tragen.

Heutzutage ist es möglich, hohe elektrische Feldstärken in dünnen Isolationsschichten mit engen geometrischen Toleranzen zu realisieren. Die maximal erzielbare Feldstärke E_{\max} wird in Mikrodimensionen zusätzlich durch den Pascheneffekt begünstigt, der zu einer Zunahme der kritischen Feldstärke für elektrischen Überschlag führt [24].

Da die senkrechte Kraftkomponente F_z sehr schnell mit zunehmendem Plattenabstand abfällt, ist zur Erzeugung hoher Stellwege die lateral wirkende Kraft F_x von besonderer Bedeutung. Eine interessante Eigenschaft der Kraftkomponente F_x ist, daß sie unabhängig vom Plattenüberlapp ist und die Plattenlänge keinen Beitrag liefert. Daher ist es günstiger, viele, mechanisch parallel geschaltete Plattenpole vorzusehen, deren Kraftbeiträge sich addieren. Dies führt zur Entwicklung elektrostatischer Linear- und Rotationsaktoren mit großflächiger Anordnung zahlreicher Kondensatorelemente. Die maximal verfügbare Arbeitsdichte dieser Aktoren ergibt sich aus der maximal verfügbaren Aktorfläche und den technisch realisierbaren geometrischen Toleranzen der Kondensatorspalte und -höhen innerhalb dieser Fläche. Daher sind hohe Aspektverhältnisse besonders wünschenswert. So wurden mit dem LIGA-Verfahren z.B. leistungsfähige elektrostatische Linearaktoren realisiert, deren Spezifikationen in Kapitel 2.3 beschrieben werden.

Wie aus Tabelle 2.2 hervorgeht, besitzen elektrostatische Kräfte ein sehr günstiges Skalierungsverhalten, insbesondere wenn man das für makroskopische Dimensionen übliche Skalierungsverhalten der Feldstärke ($E \propto r^0$) durch eine an den Pascheneffekt angenäherte Abhängigkeit bei kleinen Kondensatorspalten ($E \propto r^{-0.5}$) ersetzt. Dies führt dazu, daß elektrostatische Mikroaktoren auch bei geringer Baugröße noch mit hoher Arbeits- und Leistungsdichte realisierbar sind.

2.1.2 Magnetische Prinzipien

Die magnetischen Prinzipien zur Kraft- und Bewegungserzeugung können in die Kategorien elektrodynamische, Reluktanz- und elektromagnetische Prinzipien eingeteilt werden. Elektrodynamische Mikroaktoren nutzen die Lorentzkraft auf einen stromdurchflossenen Leiter im Magnetfeld. Derartige Aktoren fanden bislang, aufgrund der schwer realisierbaren dreidimensionalen Geometrie, nur geringe Beachtung. Im Gegensatz dazu ist das Reluktanzprinzip das am häufigsten genutzte magnetische Aktorprinzip in der Mikrotechnik. Die mikrotechnische Umsetzung ist hier noch mit einem vertretbaren Aufwand möglich, da beim Reluktanzprinzip nur eine Feldquelle erforderlich ist und keine hartmagnetischen Materialien benötigt werden. Wie im Schema von Tabelle 2.1 dargestellt, sind beim elektromagnetischen Prinzip zwei Feldquellen erforderlich, z.B. eine Spule mit oder ohne Kern und ein Permanentmagnet der Magnetisierung \vec{M} . Weitere magnetische Aktorprinzipien, die hier nicht aufgeführt sind, sind die Magnetostriktion und der Meissner-Effekt [2].

Zur Erzeugung hoher Energiedichten werden hohe magnetische Feldstärken benötigt. In vielen Fällen ist es daher günstig, das Feld in einem Kern hoher Permeabilität zu führen. Bei Reluktanzaktoren wird dann die umsetzbare Energie vom aktiven Volumen im Luftspalt bestimmt, das sich aus der Luftspaltfläche und dem Luftspaltabstand zusammensetzt. Beide Größen sind wichtige Designparameter, die üblicherweise so optimiert werden, daß die magnetische Reluktanz im Luftspalt gleich der Reluktanz im Kern ist [25]. Hohe Kräfte erfordern insbesondere kleine Luftspalte, die mikrotechnisch mit hoher Präzision herstellbar sind. Ein besonderer Vorteil gegenüber elektrostatischen Prinzipien liegt darin, daß keine elektrischen Durchschläge auftreten können. Die maximal mögliche Arbeitsdichte U/V ist in diesem Fall durch die maximal mögliche Stromdichte in der felderzeugenden Spule, die durch die Schmelztemperatur oder durch Elektromigration begrenzt ist, oder die Sättigungsfeldstärke B_{\max} im magnetischen Kern bestimmt. Heutzutage sind Sättigungsfeldstärken B_{\max} von 1 Tesla realisierbar. Die zugehörige Energiedichte U/V beträgt in diesem Fall $4 \cdot 10^5 \text{ J/m}^3$ und liegt damit in der gleichen Größenordnung wie bei elektrostatischen Mikroaktoren.

Die Herstellung der Feldquellen stellt heutzutage eine große Herausforderung an die verfügbaren Technologien dar. Planar hergestellte Mikrospulen erfordern hohe Windungszahlen und damit große Aktorflächen, verbunden mit hohen seriellen Widerständen. Die integrierte Herstellung dreidimensionaler Spulen ist mit großem Aufwand verbunden. Zur Flußführung ist ein Kernmaterial hoher Permeabilität erforderlich, um die Abmessungen des Kerns gering zu halten. Der relativ hohe Platzbedarf der felderzeugenden und feldführenden Strukturen führt zu einem schlechten Skalierungsverhalten magnetischer Kräfte. Tabelle 2.2 zeigt das Skalierungsverhalten der magnetischen Kraft am Beispiel des Reluktanzprinzips für

den Fall einer dimensionsunabhängigen Stromdichte ($J \propto r^0$) und für den Fall, daß die Stromdichte aufgrund der besseren Kühlung in kleinen Dimensionen gemäß $J \propto r^{-1}$ zunehmen darf [26]. Bei dimensionsunabhängiger Stromdichte nehmen Arbeits- und Leistungsdichte quadratisch mit kleiner werdender Baugröße ab. Dies ist im Vergleich zu den anderen in Tabelle 2.2 aufgeführten Aktorprinzipien das ungünstigste Skalierungsverhalten.

2.1.3 Fluidische Prinzipien

Tabelle 2.1 zeigt zwei Beispiele für fluidische Prinzipien, die in der Mikroaktorik genutzt werden. Fluidisch angetriebene Mikrokolben erlauben z.B. in Mikrozugprüfmaschinen hohe Prüfkraft und große Wege bei konstantem Verlauf der Kraft-Weg-Kennlinien [27,28]. Das Prinzip der druckabhängigen Membranauslenkung wird z.B. bei der Realisierung von Mikroventilen in zahlreichen Varianten verwendet. Andere fluidische Anordnungen basieren auf z.B. fluiddynamischen Prinzipien oder elektro-/ bzw. magnetorheologischen Prinzipien [2,7].

Durch Anlegen eines Drucks p können hohe Arbeitsdichten erreicht werden, die letztlich durch die Druckfestigkeit der Kammern und Zuleitungen begrenzt sind. Eine Druckgrenze p_{\max} von 10 bar entspricht z.B. einer Arbeitsdichte U/V von 10^6 J/m³. Derartige Drücke können allerdings bislang nicht von mikrotechnisch hergestellten Quellen bereitgestellt werden. Die mit heutigen Mikropumpen erzeugten Druckdifferenzen liegen unter 1 bar. Zum Erreichen hoher Arbeitsdichten ist daher eine externe Druckversorgung durch makroskopische Pumpen erforderlich.

Die Eignung fluidischer Aktorprinzipien für mikrotechnische Anwendungen geht insbesondere aus ihrem günstigen Skalierungsverhalten hervor, siehe Tabelle 2.2.

2.1.4 Inverser Piezoeffekt

Piezoelektrische Aktoren nutzen die Kopplung zwischen mechanischer Deformation und elektrischer Polarisierung in ferroelektrischen Kristallen, in Kristallen mit dreizähliger Symmetrieachse oder in bestimmten Polymeren. Die wichtigste Materialklasse bilden $\text{Pb}(\text{Zr}_x\text{Ti}_{1-x})\text{O}_3$ (PZT)-Kristalle aufgrund ihrer hohen Kopplungsfaktoren von ca. 0,7 und piezoelektrischen Koeffizienten $d_{k\lambda}$ von ca. 0,5 nm/V [7]. Tabelle 2.1 zeigt beispielhaft zwei Ausführungsformen als Längswandler und als Biegewandler. Aufgrund des inversen Piezoeffekts führt das Anlegen einer elektrischen Spannung zu einer Dickenzunahme in Polarisationsrichtung und zu einer Dickenabnahme senkrecht dazu. Von besonderer Bedeutung für die Mikroaktorik ist der Biegewandler. Er besteht entweder aus zwei piezoelektrischen Schichten („Bimorph“), angeregt im transversal-elektrischen Modus, oder einer Kombination aus piezoelektrischer und nicht-piezoelektrischer Schicht.

Die Arbeitsdichte U/V hängt quadratisch vom piezoelektrischen Koeffizienten $d_{k\lambda}$ und von der elektrischen Feldstärke E_k ab, wobei die maximale Feldstärke E_{\max} durch die Depolarisationsfeldstärke oder die elektrische Durchschlagsspannung begrenzt ist. Für PZT-Aktoren erhält man für $E_{\max} = 10^6$ V/m eine Arbeitsdichte von $1,2 \cdot 10^4$ J/m³. Bei sehr dünnen Schichten im Mikrometerbereich sind höhere Feldstärken möglich.

Wie bei allen Festkörperaktoren werden Kräfte durch mechanische Spannungen übertragen. Daraus folgt das in Tabelle 2.2 angegebene Skalierungsverhalten proportional zu r^2 , solange man von einem dimensionsunabhängigen elektrischen Feld ausgeht. Berücksichtigt man, wie bei den elektrostatischen Mikroaktoren, eine an den Pascheneffekt angenäherte Feldstärkeabhängigkeit für dünne Piezoschichten ($E \propto r^{-0,5}$), so skalieren die Kräfte sogar nur proportional zu $r^{1,5}$.

2.1.5 Sonstige Prinzipien

Bisherige Entwicklungen schließen noch eine Reihe anderer Aktorprinzipien ein, die in den Tabellen 2.1 und 2.2 nicht aufgeführt sind. Dazu zählen beispielsweise thermische Prinzipien (thermische und thermopneumatische Ausdehnung, Bimetall-Effekt), die in der Mikrofluidik zum Teil genutzt werden, wie im nachfolgenden Kapitel beschrieben wird. Dagegen befindet sich die Umsetzung optischer [29], elektrochemischer [30] oder chemomechanischer [31] Prinzipien noch im Anfangsstadium.

2.2 Mikroventile

Zur Handhabung kleiner Fluidmengen werden Mikroventile benötigt. Mikroventile lassen sich mit Mikrosensoren, -pumpen und anderen fluidischen Komponenten zu fluidischen Mikrosystemen kombinieren, von denen man sich in Zukunft vielfältige Einsatzmöglichkeiten verspricht. So ermöglichen fluidische Mikrosysteme z.B. die Möglichkeit, Analysen hochwertiger Fluide mit transportierbaren Geräten kostengünstig durchzuführen. Potentielle Anwendungsfelder liegen beispielsweise in der Umweltüberwachung, der Medizintechnik oder der industriellen Automatisierungstechnik. Daher werden zur Zeit große Anstrengungen zur Realisierung fluidischer Mikrosysteme und zugehöriger Mikrokomponenten unternommen.

Generell unterscheidet man zwischen passiven und aktiven Ventilen. Während passive Ventile durch Kräfte des zu kontrollierenden Fluids selbst betätigt werden, wird bei aktiven Ventilen ein davon unabhängiger Aktormechanismus benötigt. Passive Mikroventile wurden hauptsächlich zur Durchflußkontrolle in Mikropumpen entwickelt und bestehen im einfachsten Fall aus einem Biegeelement und einer Dichtfläche [32]. Die wichtigsten bislang realisierten Antriebsmechanismen in aktiven Mikroventilen basieren auf Bimetall- [33-39] und thermopneumatischen Prinzipien [38,40-45], thermischem Schnappmechanismus

(‘buckling’) [46-51], piezoelektrischen [52-56], elektrostatischen [57-65], elektromagnetischen [59,66-68] und Formgedächtnis-Prinzipien [69-73]. Pneumatische Mikroventile werden hier nicht näher betrachtet, da sie in den meisten Fällen eine externe Druckversorgung benötigen, die von bisherigen Mikropumpen nicht ersetzt werden kann. Eine vielversprechende Lösung dieses Problems könnte die Entwicklung einer integrierten elektrochemischen Druckversorgung sein [74,75]. In Tabelle 2.3 sind die wichtigsten Spezifikationen ausgewählter aktiver Mikroventile zusammengestellt, die als repräsentativ für den gegenwärtigen Stand der Technik angesehen werden können. Zum Vergleich sind die Spezifikationen eines miniaturisierten Magnetventils makroskopischer Bauart aufgeführt [76].

Aktorprinzip	Typ	Größe (mm ²)	Max. Durchfluß / max. Druckdifferenz (N ₂ -Gas)	Schaltzeit (ms)	Leistung / Spannung (DC)	Ref.
Elektromagnetisch	Makro-Bauweise	19x19	10000 Sccm / 10000 hPa	30	< 2 W / -	[76]
Elektromagnetisch	Si, n.o.	6x8	20 Sccm / 100 hPa	0,4 *	< 1 W / < 20 V	[68]
Inverser Piezoeffekt	Si, n.o.	10x10	2500 Sccm / 6000 hPa	2-5	- < 200 V	[56]
Elektrostatisch (druckkompensiert)	Si, n.o.	6x6	400Sccm / 6000 hPa	1	< 18 mW / < 170 V	[65]
Thermo-pneumatisch	Si, n.o. und n.c.	6,3x6,6	10000 Sccm / 7000 hPa	>150 **	< 1,5 W -	[42]
Bimetall	Si, n.c	10x10	500 Sccm / 6000 hPa	100 - 300 ***	< 1,5 W / < 24 V	[40]

Tabelle 2.3: Spezifikationen bislang realisierter Mikroventile, hergestellt in Siliziumtechnik. Die Abkürzungen n.o. und n.c. stehen jeweils für normal geschlossen und normal geöffnet. Aufgrund fehlender Angaben zu den Schaltzeiten können folgende Vergleichswerte als Anhaltspunkt betrachtet werden: *Elektromagnetisches Mikroventil: ca. 0,4 ms, Ref. [59], **Thermopneumatisches Mikroventil: >150 ms, Ref. [38], *** Bimetall-Mikroventil: 100-300 ms, Ref. [36].

2.2.1 Elektromagnetische Mikroventile

In ersten Mikroventil-Prototypen wurden miniaturisierte elektromagnetische Antriebe eingesetzt, bei denen das magnetische Feld von einer externen Spule erzeugt wird [4]. Die Baugröße derartiger, mit feinwerktechnischen Verfahren herstellbarer magnetischer Ventile ist jedoch auf minimale Abmessungen von ca. 10 x 10 mm² begrenzt [77]. Um eine bessere

Miniaturisierbarkeit zu erzielen, wurde versucht, die Spulen in das Mikroventil zu integrieren. Die Herstellbarkeit integrierter Spulen mit ausreichenden Feldstärken bzw. Feldstärkegradienten stellt jedoch nach wie vor ein großes Problem dar. Aus diesem Grund sind die bislang kontrollierbaren Druckdifferenzen relativ niedrig, siehe Tabelle 2.3. Einen weiteren Problemkreis stellt die Abscheidung von Dünnschichten mit attraktiven magnetischen Eigenschaften dar. Die Vorteile magnetisch betriebener Mikroventile liegen in der Kompatibilität mit der CMOS-Technologie aufgrund kleiner Impedanzen und damit verbundenen niedrigen Betriebsspannungen und in der bidirektionalen Ansteuerbarkeit bei Betrieb mit Wechselstrom.

2.2.2 Piezoelektrische Mikroventile

Die Integration piezoelektrischer Antriebe in Mikroventile kann entweder hybrid durch einen Klebeschritt oder monolithisch durch verschiedene Depositionsverfahren (z.B. Sol-Gel-Verfahren, Magnetron-Sputtern, MOCVD) erfolgen [78-80]. Während piezoelektrische Biegeelemente relativ große Auslenkungen erlauben, sind die erzielbaren Drücke relativ niedrig. Neueste Ventilentwicklungen auf der Basis von Piezoscheiben in Kombination mit einer Ventilmembran zeigen vielversprechende Spezifikationen, siehe Tabelle 2.3. Nachteile ergeben sich aus dem Hystereseverlauf der Auslenkungs-Kennlinien, dem hohen Spannungsbedarf und dem Alterungsverhalten piezoelektrischer Antriebe, was sich z.B. in einer graduellen Abnahme des Kopplungskoeffizienten über längere Zeiträume bemerkbar macht. Der Nachteil hoher Betriebsspannungen kann durch Verwendung dünner piezoelektrischer Schichten z.B. von Piezostapeln deutlich verbessert werden. Ein Vorteil piezoelektrisch betriebener Mikroventile sind die erzielbaren Schaltzeiten im Bereich weniger Millisekunden.

2.2.3 Elektrostatische Mikroventile

Elektrostatisch betriebene Mikroventile wurden bislang hauptsächlich monolithisch in Silizium-Technologie hergestellt. Die Bauformen variieren von elektrostatisch betriebenen Biegeelementen [57], über Brückenstrukturen mit Druckkompensation [60,65] bis hin zu Membranstrukturen [58,61,64]. Ein wesentlicher Nachteil elektrostatischer Antriebe ist die quadratische Abhängigkeit der Kraft als Funktion des Kondensatorspaltes, die nur relativ geringe Auslenkungen zulässt. Mit Hilfe von Biegeelementen und Membranen können maximale Auslenkungen auf Kosten des erzielbaren Maximaldrucks gesteigert werden. Neue Ventilentwicklungen zeigen beachtliche Spezifikationen, siehe Tabelle 2.3. Von Nachteil sind vergleichsweise hohe Spannungen, Aufladungseffekte und nichtlineare Kennlinien, die eine Proportionalregelung erschweren. Elektrostatische Mikroventile besitzen jedoch einen relativ einfachen Aufbau, der sich gut herstellen und miniaturisieren lässt.

2.2.4 Thermopneumatische Mikroventile

Thermopneumatisch betriebene Mikroventile wurden sowohl monolithisch in Silizium-Technologie [38,41,42] als auch mit dem LIGA-Verfahren durch Hybridintegration [43] hergestellt. Zentraler Bestandteil ist eine Druckkammer mit beweglicher Membran, die durch thermische Ausdehnung mit Hilfe einer Widerstandsheizung oder durch optische Beheizung ausgelenkt werden kann. Besonders große Auslenkungen und Kräfte werden durch Befüllung der Aktorkammer mit einer Aktorflüssigkeit mit niedrigem Siedepunkt erzielt [38,41,42]. Durch Wahl des Siedepunkts der Aktorflüssigkeit kann dabei die Öffnungstemperatur eingestellt werden. Die Realisierung einer hermetischen Abdichtung erschwert jedoch den Herstellungsprozeß. Charakteristische Nachteile sind relativ hohe Heizleistungen und lange Schaltzeiten, die beim Beheizen im wesentlichen von der Wärmekapazität und der Heizleistung und beim Abkühlen von der Wärmeübertragung an die Umgebung abhängen. Die maximal schaltbaren Drücke und Durchflüsse können jedoch in einem weiten Bereich eingestellt werden, weshalb dieses Ventilkonzept bereits zu einem kommerziell erhältlichen Produkt geführt hat [81]. Der Anwendungsbereich schließt sowohl bestimmte Gase, als auch verschiedene Flüssigkeiten ein. Typische Spezifikationen eines mit Aktorflüssigkeit befüllten Ventiltyps sind in Tabelle 2.3 zusammengestellt.

Zur Verkürzung der Schaltzeiten und zur Minimierung des Energiebedarfs wurden thermopneumatische Mikromembranventile mit Schnappmechanismus sowohl in Silizium- [46,49,51] als auch in Kunststoff-Abformtechnik [47,48,50] entwickelt. Der Schnappmechanismus wird durch Verwendung einer vorgespannten Membran erzielt, deren Spannungszustand beispielsweise durch Nutzung der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Membran und Substrat eingestellt wird. Die Auslösung des Schnappvorgangs wird durch Beheizung der Druckkammer über einen kritischen Wert erzielt. Auf diese Weise lassen sich zwei stabile Schaltzustände realisieren, die ohne Energiezufuhr aufrecht erhalten werden können.

2.2.5 Bimetall-Mikroventile

Monolithisch in Silizium-Technik gefertigte Mikroventile mit Bimetall-Antrieb sind ebenfalls bereits kommerziell erhältlich [82]. Der Bimetall-Antrieb besteht in den meisten Fällen aus einer Silizium-Membran und einer Aluminium-Struktur. Wie bei allen thermischen Prinzipien sind zum Betrieb relativ hohe Heizleistungen erforderlich. Die erzielbaren Schaltzeiten können je nach Wärmekapazität und Wärmeübertragung relativ lang sein. Es wurden sowohl Gas- [33,34,36,38,40] als auch Flüssigkeitsbetrieb [35,37,39] untersucht. Durch Designoptimierung konnten in jüngster Zeit relativ hohe Drücke bei moderaten Durchflüssen erzielt werden, siehe Tabelle 2.3.

2.3 Linearaktoren

Linearaktoren erzeugen lineare Bewegungen und Kräfte in einer vorgegebenen Richtung und unterscheiden sich dadurch von Rotations-, Torsions- oder Biegeaktoren. Lineare Stellbewegungen innerhalb oder senkrecht zur Substratebene können z.B. für Schaltvorgänge, periodische Bewegungen oder Positionierfunktionen genutzt werden. Während für Schaltvorgänge nichtlineare Kraft-Weg-Kennlinien günstig sind, erfordern Positionierfunktionen flache Kennlinienverläufe mit geringer Kraftänderung. Die Kombination von Linearaktoren mit anderen mechanischen Mikrokomponenten, Stellweg-Sensoren und Regeleinheiten ermöglicht die Realisierung mechanischer Mikrosysteme, die z.B. eine präzise Handhabung kleiner Objekte oder eine gezielte Beeinflussung optischer Strahlengänge erlauben. Potentielle Anwendungsfelder liegen in der industriellen Automatisierungstechnik, der optischen Informationsübertragung oder der Speichertechnik.

Bislang für die Mikrosystemtechnik entwickelte Linearaktoren basieren beispielsweise auf magnetischen [25,83-93], elektrostatischen [94-115], piezoelektrischen [116-122], magnetostriktiven [123,124] und thermischen Prinzipien [125]. Fluidische Linearaktoren [27,126] werden hier nicht näher betrachtet, da sie in vielen Fällen auf eine externe Druckversorgung angewiesen sind, die von bisherigen Mikropumpen nicht ersetzt werden kann. In Tabelle 2.4 sind die wichtigsten Spezifikationen ausgewählter Linearaktoren zusammengestellt, die den gegenwärtigen Stand der Technik widerspiegeln.

2.3.1 Magnetische Linearaktoren

Nahezu alle bislang in Mikrotechnik hergestellten magnetischen Linearaktoren basieren auf dem Reluktanzprinzip. Derartige Aktoren bestehen im wesentlichen aus drei Komponenten, einem fixierten magnetischen Kern zur Führung des magnetischen Flusses, einem beweglichen Anker und einer Feder zur Führung und Rückstellung des Ankers. Elektrodynamische Prinzipien fanden bislang nur ein geringes Interesse, da die erforderlichen dreidimensionalen Spulengeometrien schwierig zu realisieren sind. Besonders interessant erscheinen Aktoren mit mikrostrukturierten Permanentmagneten aufgrund des günstigeren Skalierungsverhaltens von Kraft und Arbeitsdichte [83,127]. Die Herstellbarkeit hartmagnetischer Mikrostrukturen wird derzeit in verschiedenen Forschungseinrichtungen intensiv untersucht [127,128]. Zum Erzielen hoher Kräfte und Stellwege innerhalb der Substratebene sind hohe Aspektverhältnisse erforderlich, die insbesondere von magnetischen LIGA-Aktoren erreicht werden [25,84-91].

Aktorprinzip	Typ	Größe (mm ²)	Max. Kraft / max. Stellweg	Schaltzeit (ms)	Leistung / Spannung (DC)	Ref.
Reluktanz	LIGA, eine integ. Spule, $N=40$	4 x 4	3 mN / 190 μm	3	220 mW / 1,3 V	[86]
Reluktanz	LIGA, zwei Hybridspulen $N=500$	5 x 5	1 mN / 450 μm	1	2 x 80 mW / 2 V	[85]
Elektrostatistisch	LIGA, konische Kondensatorelemente	4,2 x 4,2	10 mN / 80 μm	4	< 1 mW / 70 V	[111]
Inverser Piezoeffekt	LIGA auf Piezosubstrat	10 x 1	- *) 140 μm	0,5	< 1 mW / 1000 V	[120]

Tabelle 2.4: Spezifikationen einiger bislang realisierter Linearantriebe. N gibt die Windungszahl der Spulen an. * Keine Angaben verfügbar. Die Maximalkraft wird durch die Haftung der LIGA-Strukturen auf dem Substrat begrenzt und dürfte daher deutlich unterhalb der verfügbaren Gesamtkraft von ca. 1000 mN liegen.

In Tabelle 2.4 sind typische Spezifikationen zweier magnetischer Reluktanzaktoren mit einer integrierten LIGA-Spule bzw. mit zwei extern gewickelten Spulen zusammengestellt. Die Höhen der beweglichen Strukturen liegen bei ca. 100 μm . Es werden maximale Stellwege von mehreren hundert Mikrometern erreicht. Die Maximalkräfte liegen in der Größenordnung von 1 mN. Zum Erreichen der Sättigungsfeldstärke wird im Fall der integrierten Spule ein relativ hoher Steuerstrom von 170 mA benötigt. Bedingt durch einen prozeßbedingten hohen Spulenwiderstand beträgt die Steuerleistung, trotz geringer Windungszahl, 220 mW.

Eine Steigerung von Kräften und Stellwegen ist bei höheren Strukturen und Materialien mit höherer Sättigungsfeldstärke zu erwarten. Prinzipiell kann durch Verkleinerung des Stellweges eine höhere Maximalkraft erzielt werden, die am Ende der zurückgelegten Wegstrecke bei minimalem Luftspalt auftritt. Derartige Bauelemente sind beispielsweise für Mikrorelais-Anwendungen interessant, die Kontaktkräfte von mindestens 10 mN erfordern [86,89]. Allerdings muß zur Aufrechterhaltung des Kontakts ein konstanter Strom anliegen. Die Steuerspannungen liegen unter 3 V und sind daher kompatibel zu mikroelektronischen Schaltkreisen. Die Schaltzeiten liegen im Millisekundenbereich, was sowohl für Schalt- als auch für Positionierfunktionen interessant ist. Zusätzlich zur Aktorfunktion können magnetische Reluktanzaktoren zugleich als induktive Lagesensoren genutzt werden [85,86], wodurch sich interessante Möglichkeiten zur Realisierung kompakter Positioniersysteme ergeben.

Technische Probleme bestehen insbesondere bei der Realisierung dreidimensionaler Mikrospulen zur Erzeugung magnetischer Flüsse und in der Herstellung integrierter Magnete mit hoher Sättigungsfeldstärke und hoher Permeabilität. Die Herstellung integrierter Mikrospulen gelingt z.B. beim LIGA-Verfahren durch Einführung einer zweiten LIGA-Ebene [25,86,88]. Allerdings wird dabei die Zahl der Spulenwindungen durch prozeßbedingte Randbedingungen stark begrenzt. Die Herstellung integrierter Mikrospulen führt zu einer Reihe von Nachteilen, so daß aus heutiger Sicht die Hybridintegration extern gewickelter Mikrospulen zu favorisieren ist [84,85,89,90,93]. Durch galvanische Abscheidung können mittlerweile weichmagnetische Eisen-Nickel-Legierungen mit Sättigungsflußdichten von 1 Tesla und einer Permeabilität von über 1000 hergestellt werden [129]. Generell ist die Entwicklung magnetischer Materialien mit kleinem Magnetostruktionskoeffizienten wünschenswert, um interne mechanische Spannungen gering zu halten.

Magnetostruktive Linearaktoren wurden kürzlich in Dünnschicht-Technik hergestellt [123,124]. Die Aktoren bestehen aus einer Folie, die beidseitig mit magnetostruktiven Streifen beschichtet ist. Linearbewegungen werden durch Erzeugung einer Wanderwelle erzeugt, wobei kleine Fortsätze an der Unterseite zur Verbesserung des Reibungskontakts zur Unterlage sorgen. Bislang wurden die Machbarkeit und Funktionsfähigkeit dieser Aktoren demonstriert.

2.3.2 Elektrostatische Linearaktoren

Elektrostatische Aktoren wurden gegen Ende der achtziger Jahre als vielversprechende Methode zur Bewegungserzeugung in kleinen Dimensionen vorgeschlagen [130]. Seit dem wurden zahlreiche Varianten für unterschiedlichste Anwendungen sowohl in Silizium- als auch in LIGA-Technik entwickelt. Die ersten Prototypen wurden aus Polysilizium hergestellt [94]. Aufgrund geringer Strukturhöhen von wenigen Mikrometern werden relativ geringe Kräfte im Mikronewton-Bereich und Stellwege von einigen Mikrometern erzielt. Die Ortsauflösung liegt jedoch im Nanometer-Bereich. Als mögliche Anwendungen wurden z.B. Antriebe für Mikrogreifer [96], Stellelemente zur vertikalen Ausrichtung mikrooptischer Komponenten [113] oder Positionierelemente zur Feinpositionierung von Spitzen in Rasterkraft- oder Rastertunnelmikroskopen [98,102] untersucht. Neben horizontal funktionierenden Antrieben wurden in Siliziumtechnik auch Linearantriebe mit Bewegungsrichtung senkrecht zur Substratebene entwickelt [108]. Mit Hilfe des LIGA-Verfahrens konnten elektrostatische Linearaktoren mit großen Strukturhöhen und Aspektverhältnissen realisiert werden, die sich durch hohe Kräfte und Stellwege innerhalb [103,104,106,111] und senkrecht [107] zur Substratebene auszeichnen. Als mögliche Anwendung wurden insbesondere mikrooptische Schalter untersucht [112]. Mit einer speziellen Variante des LIGA-Verfahrens für Submikrometer-Abmessungen konnten

elektrostatische Linearaktoren mit minimalen Strukturgrößen von 500 nm und einem Aspektverhältnis von 60 hergestellt werden [109,110].

Elektrostatische Linearaktoren bestehen im wesentlichen aus drei Komponenten: einer Anordnung aus fixierten Kondensatorpolen, den zugehörigen, beweglich gelagerten Gegenpolen und Federn zur Aufhängung und Rückstellung der beweglichen Gegenpole. Wie in Kapitel 2.1 erläutert, können durch parallele Anordnung vieler metallener Pole Kräfte und Stellwege erheblich gesteigert werden. Alternative Mechanismen zur Erzeugung von Linearbewegungen sind beispielsweise elektrostatische Wurmantriebe und sogenannte Scratch-drive-Aktoren. Wurmantriebe erzeugen schrittförmige Linearbewegungen durch zeitlich koordinierte Abfolge von Klemm- und Translationsbewegungen [114,115]. Scratch-drive-Aktoren wurden insbesondere zur Selbstjustage optischer Komponenten in mikrooptischen Systemen entwickelt. Hier basiert der zugrunde liegende Bewegungsmechanismus auf einer periodischen Abfolge elektrostatisch ausgelöster Biege- und Schnappbewegungen [105].

In Tabelle 2.4 sind typische Spezifikationen eines elektrostatischen Linearantriebs in LIGA-Technik mit konischen Kondensatorelementen zusammengestellt. Die Strukturhöhe des Aktors beträgt 120 μm . Es werden ein maximaler Stellweg von 80 μm und eine Maximalkraft von 10 mN bei 70 V Betriebsspannung und minimalem Kondensatorspalt von 2 μm erreicht. Prinzipiell kann durch Verkleinerung der Maximalkraft ein höherer Stellweg erzielt werden. So sind Stellwege von 190 μm und maximale Kräfte von 1 mN bei gleichen Strukturhöhen und Spaltbreiten möglich [103]. Eine Steigerung von Maximalkraft und Stellweg ist z.B. durch Vergrößerung der Strukturhöhe oder durch Erhöhung der Zahl der Kondensatorelemente möglich. Dazu sind jedoch Federelemente mit genügend hoher Quersteifigkeit erforderlich, um die im Betrieb auftretenden elektrostatischen Querkräfte senkrecht zur Bewegungsrichtung aufnehmen zu können. Elektrostatische Querkräfte ergeben sich aus den senkrecht zwischen den Kondensatorplatten wirkenden elektrostatischen Kräften, die bei kleinen Kondensatorspalten wesentlich höher als die Kräfte in Bewegungsrichtung werden und dadurch einen Kurzschluß verursachen können. Um dies zu verhindern, sind beim Aktordesign Anschläge oder andere Gegenmaßnahmen vorzusehen. Die Schaltzeit des elektrostatischen Linearaktors liegt im Millisekundenbereich und ist damit sowohl für Schalt- als auch für Positionierfunktionen interessant. Neben der Aktorfunktion können elektrostatische Linearaktoren zugleich als kapazitive Lagesensoren genutzt werden, siehe z.B. [131]. Auf diese Weise lassen sich kompakte Positioniersysteme realisieren.

Aufgrund ihrer relativ einfachen Geometrie können elektrostatische Linearaktoren mit Standard-Planartechnologien hergestellt werden. Bedingt durch hohe Eingangswiderstände sind jedoch relativ hohe Spannungen zum Betrieb erforderlich, wodurch sich Kompatibilitätsprobleme mit mikroelektronischen Schaltkreisen ergeben. Aus diesem Grund wurde versucht, den Spannungsbedarf elektrostatischer Linearaktoren auf Kosten von Kräften

und Stellwegen zu minimieren, was jedoch nur für spezielle Anwendungen möglich ist [96,100]. Durch Ladungsakkumulation an isolierenden Bauteilen kann es zu Fehlfunktionen oder zur völligen Zerstörung kommen [132]. Weitere charakteristische Nachteile ergeben sich aus der hohen Empfindlichkeit gegenüber verschiedenen Umgebungseinflüssen wie z.B. Feuchtigkeit, Staubpartikel, elektromagnetische Felder, etc.. Aus diesen Gründen erfordern elektrostatische Linearaktoren geeignete Gehäuse mit entsprechendem Mehraufwand an Aufbau- und Verbindungstechnik. Im Gegensatz zu Siliziumaktoren besitzen galvanisch hergestellte Linearaktoren aus Nickel vergleichsweise schlechte mechanische Eigenschaften. Dies äußert sich beispielsweise in einer niedrigen plastischen Deformationsgrenze der Rückstellfedern oder in relativ geringen Güten im dynamischen Betrieb [111].

Ein Vergleich der elektrostatischen und magnetischen Linearaktoren hinsichtlich Arbeitsdichte und Schaltzeit liefert nahezu gleiche Ergebnisse. Bei makroskopischer Bauweise erzielen magnetische Linearaktoren dagegen eine deutlich höhere Arbeitsdichte als elektrostatische Linearaktoren. Dies bestätigt das in Tabelle 2.2 aufgeführte Skalierungsverhalten beider Aktorprinzipien. Wie in Kapitel 2.1 erläutert, führt das ungünstigere Skalierungsverhalten magnetischer Aktoren bei Miniaturisierung zu einer stärkeren Abnahme der verfügbaren Arbeitsdichte. Bei Baugrößen im Submillimeterbereich werden magnetische Aktorprinzipien daher uninteressant.

2.3.3 Piezoelektrische Linearaktoren

Piezoelektrische Linearaktoren werden in Miniaturbauweise bereits in zahlreichen Anwendungen zur Feinpositionierung eingesetzt, da sie sich durch eine hohe Wegauflösung, hohe Kräfte und kurze Reaktionszeiten auszeichnen [118,133]. Die Integration dieser Aktoren erfolgt hybrid durch geeignete Aufbau- und Verbindungstechniken. Neuere Arbeiten befassen sich zunehmend mit der monolithischen Herstellung piezoelektrischer Linearantriebe durch weiterentwickelte Depositionsverfahren, z.B. Sol-Gel-Verfahren [117]. Durch Mikrostrukturierung piezoelektrischer Schichten können Antriebs- und Übersetzungselemente aus einem Bauteil gefertigt werden, wodurch sich neue Möglichkeiten zur Aktorentwicklung ergeben [116]. Die maximal erreichbaren Stellwege piezoelektrischer Linearaktoren sind relativ klein, was mittlerweile zur Entwicklung verschiedener Stellweg-Vergrößerungsmechanismen geführt hat, siehe z.B. [116,120]. Prinzipiell unbegrenzte Stellwege sind bei piezoelektrischen Ultraschallmotoren, bei denen propagierende Oberflächenwellen durch Reibungskräfte übertragen werden [121], oder piezoelektrischen Wurmantrieben [122] möglich.

Tabelle 2.4 enthält die Spezifikationen eines in LIGA-Technik entwickelten piezoelektrischen Linearaktors, der durch Herstellung von LIGA-Biegeelementen auf einem Piezosubstrat hergestellt wurde [120]. In diesem Fall wird die Stellwegvergrößerung durch eine in Opferschichttechnik hergestellte LIGA-Feder mit Auslenkungs-Vorzugsrichtung ermöglicht.

Dadurch wird ein Vergrößerungsfaktor von 30 erzielt. Maximale Stellwege liegen bei 140 μm . Die erreichbaren Kräfte sind durch die Haftung der LIGA-Strukturen auf dem Substratgrund begrenzt. Daher sind geeignete Haftflächen genügend großer Abmessung erforderlich. Hinsichtlich Dynamik und Leistungsverbrauch schneidet der piezoelektrische Linearaktor am besten ab. Aufgrund der großen Schichtdicke des Piezosubstrats von 500 μm sind jedoch sehr hohe elektrische Spannungen bis 1000 V zum Betrieb erforderlich. Durch Verwendung eines Multilayer-Substrats kann der Spannungsbedarf reduziert werden. Allerdings führt dies zu einem erheblichen Mehraufwand bei der Substratherstellung. Einen zusätzlichen Nachteil von Multilayer-Substraten stellt die höhere elektrische Kapazität dar, die im dynamischen Betrieb mit erhöhten Umladeströmen verbunden ist und zur Erwärmung des Substrats führen kann.

Piezoelektrische Linearaktoren zeigen Hysterese- und Kriecheffekte, die trotz Materialoptimierung zu Positionierfehlern von mindestens 3 % führen [119]. Für höhere Genauigkeiten sind geeignete Verfahren, wie z.B. die Regelung mit Sensoren in geschlossenen Schleifen, erforderlich. Weitere Probleme ergeben sich aus der Druck- und Temperaturabhängigkeit des Piezoeffekts, die zu unerwünschten Querempfindlichkeiten, z.B. bei Anwesenheit mechanischer Spannungen oder bei Erwärmung räumlich benachbarter Komponenten, führen. Durch hohe Feldstärken oder Alterung kann es zur Depolarisation und damit zum Funktionsausfall kommen.

2.4 Entwicklungspotential von FGL-Mikroaktoren

In Tabelle 2.5 sind die wichtigsten Eigenschaften von FGL aus Sicht der Mikroaktorik zusammengestellt. Die Arbeitsdichte von FGL-Aktoren übertrifft die Werte anderer Aktorprinzipien um mindestens eine Größenordnung, siehe Tabelle 2.1. Für mikrotechnische Anwendungen sind weiterhin die Eigenschaften ‚direkte elektrische Ansteuerbarkeit‘ und ‚einfache Designs‘ von besonderer Bedeutung. Zum Betrieb von FGL-Aktoren werden nur geringe elektrische Spannungen benötigt, die kompatibel zur Mikroelektronik sind. Bei Einhaltung materialabhängiger Belastungsgrenzen können Ermüdungseffekte auch bei hohen Zyklenzahlen vermieden und eine hohe Zuverlässigkeit erreicht werden. Da FGL neben Transducer-Funktionen auch strukturmechanische Funktionen erfüllen, werden kompakte Bauweisen ermöglicht, die einfach herstellbar sind und eine hohe Miniaturisierbarkeit erlauben.

Bei Vergleich verschiedener Aktorprinzipien wird in der Regel die lange Ansprechzeit von FGL hervorgehoben, die, wie bei allen thermischen Aktoren, aus den niedrigen Wärmeübertragungsraten folgen. Als weiterer Nachteil werden ein hoher Leistungsverbrauch und niedrige Wirkungsgrade genannt, da beim Betrieb von FGL-Aktoren nur ein Bruchteil der bereitgestellten Wärmeenergie von höchstens einigen Prozent in Arbeit umgewandelt

wird. In diesem Zusammenhang ist es nun wichtig festzustellen, daß diese Nachteile beim Übergang zur Mikrotechnik mit zunehmender Miniaturisierung an Gewicht verlieren.

Vorteile:	Hohe Energiedichte Elektrische Ansteuerbarkeit bei kleinen Spannungen Einfache Designs Hohe Zuverlässigkeit Vielfalt an Formänderungen Geräuschloser Betrieb Biokompatibilität ...
Nachteile:	Niedriger Wirkungsgrad Hoher Leistungsverbrauch Lange Ansprechzeit Temperatur-Einsatzbereich legierungsabhängig Ermüdungseffekte ...

Tabelle 2.5: Eigenschaften von FGL aus Sicht der Mikroaktorik.

Wie aus Tabelle 2.2 hervorgeht, bleibt die Arbeitsdichte von FGL-Aktoren bei Miniaturisierung konstant, während sie z.B. bei Reluktanzaktoren quadratisch abnimmt. Die Leistungsdichte von FGL-Aktoren nimmt im günstigsten Fall, daß die Stromdichte in kleinen Dimensionen proportional $J \propto r^{-1}$ zunehmen darf [26], sogar quadratisch zu. Die Heiz- und Kühlzeiten nehmen in diesem Fall quadratisch ab, so daß von einer deutlichen Steigerung der dynamischen Aktoreigenschaften in kleinen Dimensionen auszugehen ist. Der Wirkungsgrad von FGL-Aktoren wird sich bei Miniaturisierung nicht wesentlich ändern. Der absolute Leistungsverbrauch sinkt jedoch in den Milliwatt-Bereich, so daß die Leistungsversorgung für viele Anwendungen unproblematisch wird.

Aus dem Skalierungsverhalten der verschiedenen Aktorprinzipien läßt sich der Schluß ziehen, daß die Vorteile von FGL-Mikroaktoren an Bedeutung gewinnen und die Nachteile dagegen unwichtiger werden. Insofern besitzen FGL-Mikroaktoren ein hohes Entwicklungspotential. Die erfolgreiche Entwicklung von Tintenstrahl Druckern zeigt bereits, daß thermische Aktorprinzipien generell für mikrotechnische Anwendungen eine hohe Attraktivität besitzen.

3 Formgedächtniseffekte

Das Verständnis von Formgedächtnis erfordert eine Thermodynamik, die die Gefügestruktur des Festkörpers und daraus folgende mechanische Eigenschaften berücksichtigt. Die Aspekte Kristallographie und Thermodynamik der Formgedächtniseffekte werden daher nachfolgend diskutiert, insofern sie für die Entwicklung von Mikroaktoren relevant sind. Ausführliche Darstellungen dazu sind bereits in zahlreichen Übersichtsartikeln und Büchern erschienen, siehe z.B. [134-137]. Schließlich wird auf die besonderen Eigenschaften von Formgedächtnislegierungen (FGL) auf der Basis von NiTi eingegangen.

3.1 Übersicht

Der Begriff Formgedächtnis steht für die ungewöhnliche Eigenschaft der Gestalterinnerung, die in bestimmten Materialien entweder thermisch oder mechanisch ausgelöst werden kann. Selbst nach einer starken Deformation sind Materialien mit Formgedächtnis in der Lage, sich in eine zuvor eingeprägte Gestalt zurückzuwandeln. Dieses Phänomen wurde bereits gegen Ende der Dreißiger Jahre in Messinglegierungen entdeckt. Die eigentliche Bedeutung des Effekts wurde jedoch erst seit seiner Entdeckung in einer NiTi-Legierung erkannt [138], da er hier besonders ausgeprägt auftritt.

Mittlerweile sind eine ganze Reihe von Materialsystemen mit Formgedächtniseigenschaften bekannt [139], siehe Tabelle 3.1. Die wichtigsten Materialien, die bereits kommerzielle Bedeutung erlangt haben, lassen sich entweder polymerischen Systemen oder metallischen Legierungen zuordnen. Darüber hinaus gibt es aber auch Keramiken und biologische Systeme bei denen Formgedächtniseigenschaften beobachtet werden. Als Beispiel seien hier Bakteriophagen genannt, die beim Eindringen in Wirtszellen einen Formgedächtnis-Mechanismus ausnutzen.

Metalle:	NiTi-Basis-Legierungen: NiTi, NiTiCu, NiTiPd, NiTiFe, ... Cu-Basis-Legierungen: CuZn, CuZnAl, CuAlNiMn, ... Fe-Basis-Legierungen: FePt, FeMnSi, FeNiC, ...
Polymere:	z.B. PTFE (Polytetrafluoräthylen)
Keramiken:	z.B. ZrO ₂
Biologische Systeme:	z.B. Bakteriophagen

Tabelle 3.1: Materialsysteme mit Formgedächtniseigenschaften.

FGL stehen heutzutage im Mittelpunkt des Interesses, da sie sich bereits in zahlreichen Anwendungen bewährt haben und aufgrund ihrer vielversprechenden Eigenschaften ein noch nicht absehbares Anwendungspotential besitzen. Die nachfolgenden Ausführungen beschränken sich daher auf FGL.

Im Gegensatz zu konventionellen Strukturwerkstoffen, bei denen die möglichen Formänderungen aus elastischen, plastischen oder thermischen Anteilen bestehen, zeigen FGL drei weitere Arten der Formänderung, die mit Formgedächtnis verknüpft sind. Diese Effekte sind in Abb. 3.1 am Beispiel eines Biegeelements veranschaulicht.

- (a) Einweg-Effekt: Nach dem Entfernen der Belastung \vec{F} zeigt das Biegeelement eine bleibende Deformation. Diese scheinbar plastische Verformung bildet sich beim Erwärmen wieder vollständig zurück.
- (b) Zweiweg-Effekt: Neben dem Einweg-Effekt tritt auch beim Abkühlen eine definierte Formänderung auf.
- (c) Pseudoelastizität: Durch mechanische Belastung \vec{F} kann das Biegeelement bis zu mehreren Prozent gedehnt werden. Beim Entlasten geht es trotzdem wieder in seine Ausgangsform zurück.

Der zugrunde liegende Mechanismus basiert in den meisten Fällen auf einer reversiblen, martensitischen Umwandlung zwischen einer Hochtemperatur- (Austenit A) und einer Niedrigtemperaturphase (Martensit M) deutlich unterhalb der Schmelztemperatur. Die Atome führen dabei koordinierte, durch Scherung dominierte Bewegungen aus, die zu makroskopischen Gestaltänderungen führen können. Andere mit Formgedächtnis verbundene Umwandlungen sind beispielsweise rhomboedrische (R-) Phasenumwandlungen [140] und, mit Einschränkungen, bainitische Umwandlungen [141]. Die folgenden Ausführungen beschränken sich jedoch auf martensitische Umwandlungen.

Die martensitische Umwandlung ist mit Hysterese verbunden. Dies hat zur Konsequenz, daß im allgemeinen vier Temperaturen zur Charakterisierung der Umwandlung erforderlich sind. Die Umwandlung in den Austenit beginnt bei der Austenit-Starttemperatur A_s und endet bei der Austenit-Endtemperatur A_f . Entsprechend beginnt die Umwandlung in den Martensit bei der Martensit-Starttemperatur M_s und endet bei der Temperatur M_f . Reversibilität in kristallographischem Sinne bedeutet, daß die Austenit-Martensit-Umwandlung in beide Richtungen in entgegengesetzter Abfolge ohne Fehlerbildung verläuft, so daß am Ende eines Umwandlungszyklus exakt die gleiche Gitterstruktur wieder hergestellt wird. In diesem Fall spricht man auch von idealer Thermoelastizität. Irreversible Prozesse, wie Diffusion, Versetzungsbildung oder Gleiten von Gitterebenen, treten in diesem Fall nicht auf. Die Formgedächtniseffekte werden üblicherweise in Spannungs-Dehnungs-Temperatur- $(\sigma-\epsilon-T)$ -Diagrammen dargestellt, siehe die Abbildungen 3.2-3.4.

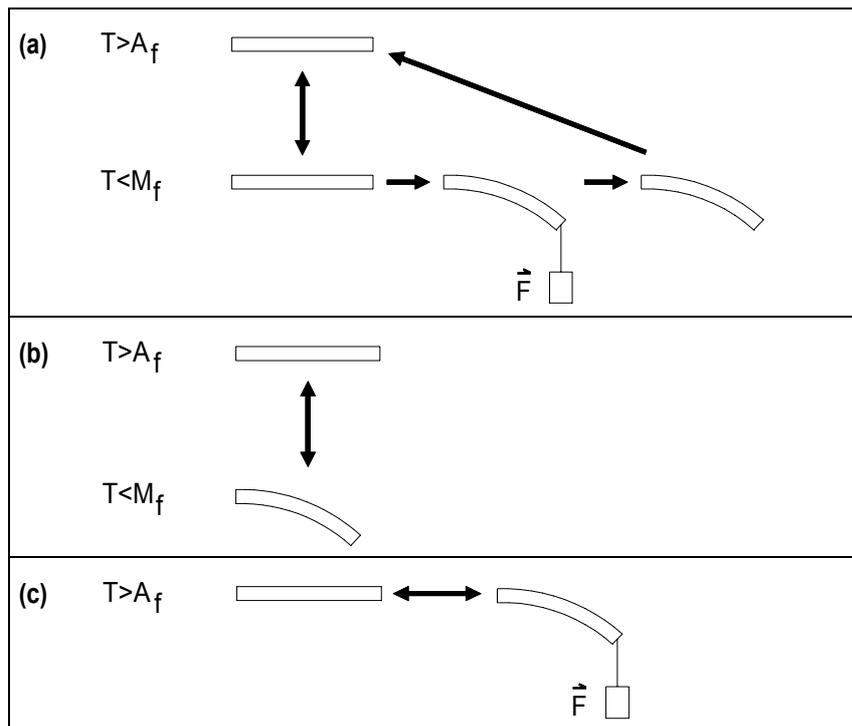


Abb. 3.1: Formgedächtniseffekte am Beispiel eines FGL-Biegeelements
 (a) Einweg-Effekt, (b) Zweiweg-Effekt, (c) Pseudoelastizität.

3.1.1 Einweg-Effekt

Im martensitischen Zustand (Abb. 3.2, $T < M_f$) zeigt das Material eine sehr niedrige Elastizitätsgrenze. Nach elastischer Dehnung schließt sich ein pseudoplastischer Dehnungsbereich an, in dem das Bauteil bis zu mehreren Prozent reversibel gedehnt werden kann. Das weitere Dehnungsverhalten ist durch plastische Verformung bis zum Bruch gekennzeichnet. Nach Entlastung im pseudoplastischen Bereich bleibt eine scheinbare Verformung ε_{1W} zurück.

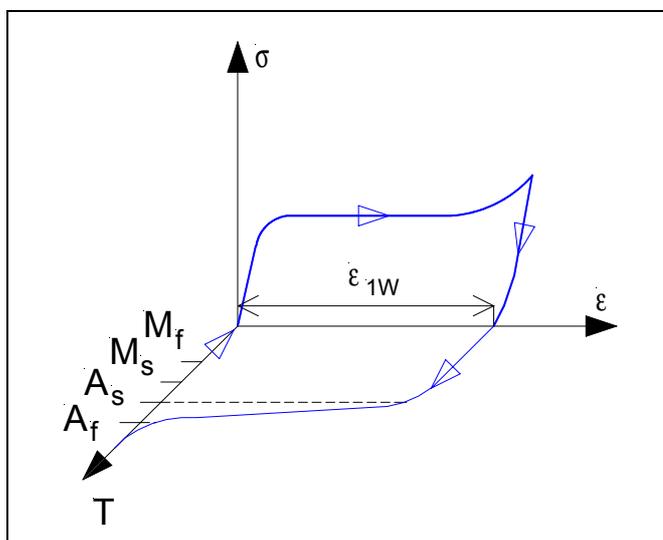


Abb. 3.2:

Spannung-Dehnungs-Temperatur-
 Verlauf beim Einweg-Effekt.

Durch Erwärmung des verformten Bauteils über die Austenit-Endtemperatur A_f kann die gesamte Formänderung wieder zurückgebildet werden. Die maximale reversible Dehnung beträgt beispielsweise bei NiTi-Einkristallen in [233]-Richtung 10,7 % [142]. Da dieser Effekt nur beim Erwärmen auftritt, also nur in einer Richtung, wird er als Einweg-Effekt bezeichnet. Bei einem erneuten Abkühlen und Erwärmen ändert sich die Gestalt nicht mehr. Die ursprüngliche Gedächtnisgestalt wird vor der Belastung durch Wärmebehandlung in das Bauteil eingeprägt. Wird die freie Wegänderung während der Rückumwandlung in den Austenit behindert, so treten hohe Kräfte auf, die zum Verrichten von Arbeit genutzt werden können. Dies ist die Grundlage der FGL-Aktorik.

3.1.2 Zweiweg-Effekt

Beim Zweiweg-Effekt tritt eine Formänderung sowohl beim Erwärmen als auch beim Abkühlen auf, ohne daß eine externe Last erforderlich ist. Daraus ergibt sich ein innerhalb der ε - T -Ebene liegender Dehnungsverlauf, siehe Abb. 3.3. Eine Gestaltänderung ist ohne erneute Verformung wiederholbar. Allerdings ist die erreichbare Formänderung grundsätzlich geringer als beim Einweg-Effekt. Die Formänderung beim Abkühlen wird durch Einprägen geordneter innerer Spannungen im Material erzielt. Der zugrunde liegende Mechanismus basiert auf der Bildung bevorzugter Martensitvarianten und wird in Kapitel 3.2.2 genauer erläutert. Ein Spezialfall des Zweiweg-Effekts ist der Allround-Effekt, der durch Bildung bevorzugt orientierter Ti_3Ni_4 -Ausscheidungen hervorgerufen wird [143].

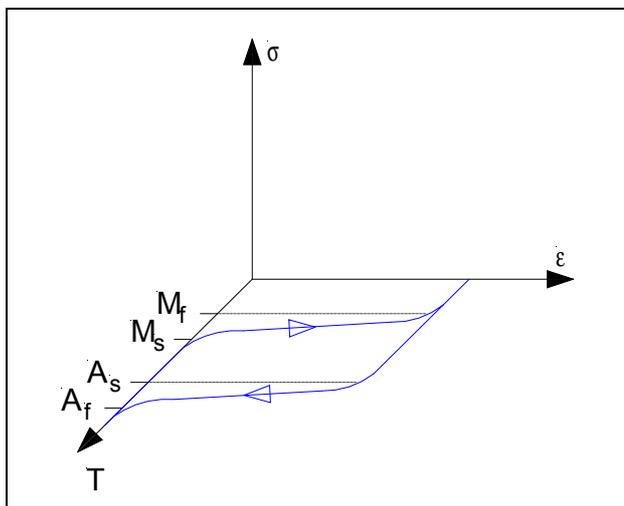


Abb. 3.3:
Dehnungs-Temperatur-Verlauf
beim Zweiweg-Effekt.

3.1.3 Pseudoelastizität

Im austenitischen Zustand ($T > A_f$) zeigt das Material pseudoelastisches Verhalten, siehe Abb. 3.4. Im Gegensatz zu den vorangegangenen Effekten ist hier keine Temperaturänderung erforderlich. Die Dehnung verläuft daher in der σ - ε -Ebene. Oberhalb der Elastizitätsgrenze tritt ein Plateaubereich auf, bei dem eine stark nichtlineare Verformung bis zu einer

scheinbaren Dehnungsgrenze ε_{PE} erfolgt. Oberhalb ε_{PE} tritt plastische Verformung bis zum Bruch auf. Wird das Bauteil nur bis ε_{PE} belastet, so wird beim Entlasten der untere Teil der Hysteresekurve durchlaufen, wobei die Dehnung wieder vollständig zurückgeht. Die maximale reversible Dehnung kann bei polykristallinem NiTi 7 bis 8 % [144] und in einigen Cu-basierten FGL bis zu 18 % [145] betragen. Der Plateaubereich wird durch spannungsinduzierte Umwandlung von Austenit in Martensit verursacht, siehe Kapitel 3.2.2. Für die spannungsinduzierte Bildung des Martensits gibt es eine obere Grenztemperatur M_d , oberhalb der konkurrierende irreversible Prozesse, wie Versetzungsbildung und -gleiten, thermodynamisch begünstigt sind. Das Temperaturfenster $M_d > T > A_f$, in dem pseudoelastisches Verhalten auftritt, kann durch verschiedene thermomechanische Verfahren eingestellt werden [146]. Oberhalb M_d verhalten sich FGL wie konventionelle Materialien mit elastischem Dehnungsverhalten und anschließender Plastizität bis zum Bruch. Neben der hier beschriebenen, auf eine martensitische Umwandlung zurückführbaren Pseudoelastizität, wird in der Literatur noch der wesentlich geringere Effekt der Zwillings-Pseudoelastizität beschrieben [147].

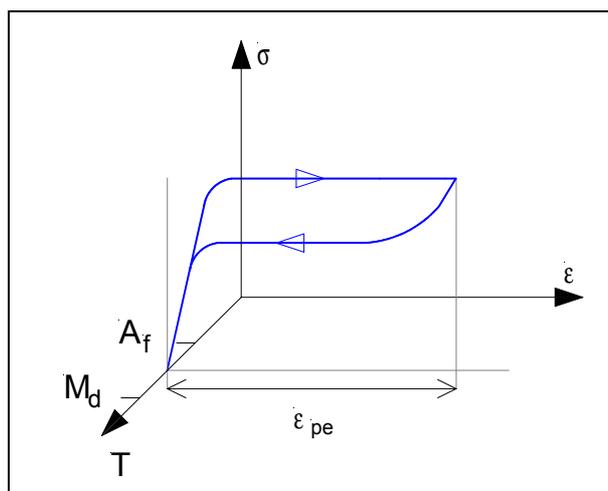


Abb. 3.4:
Spannung-Dehnungs-Verlauf
bei der Pseudoelastizität.

Generell können die drei Formgedächtniseffekte, je nach Temperatur und Spannung, einzeln oder überlagert vorkommen. Unterhalb der A_f -Temperatur treten beispielsweise spannungs- und thermisch induzierte martensitische Umwandlungen gemeinsam auf. Die Bedingungen, unter denen die Effekte auftreten, hängen zusätzlich von der chemischen Zusammensetzung, dem Ordnungsparameter der kristallinen Phase, sowie von dem Gefüge der FGL ab.

3.2 Kristallographische Aspekte der martensitischen Umwandlung

3.2.1 Mikroskopische Strukturänderungen

Ein charakteristisches Merkmal martensitischer Umwandlungen ist die koordinierte Bewegung der Atome des Kristallgitters. In der Hochtemperaturphase besitzt das

Kristallgitter eine höhere Symmetrie als in der Niedrigtemperaturphase. Der Übergang zwischen beiden Zuständen erfolgt durch koordinierte Bewegung der Gitteratome. Aus diesem Grund werden martensitische Umwandlungen auch als Verschiebungs-Transformationen bezeichnet. Obwohl die Relativbewegung der Atome klein im Vergleich zum interatomaren Abstand ist, kann so eine makroskopische Gestaltänderung resultieren.

In Abb. 3.5 ist als Beispiel die Kristallstruktur von NiTi im austenitischen und martensitischen Zustand gezeigt. Der Austenit besitzt eine kubisch raumzentrierte Gitterstruktur vom Typ B2. Die Struktur des Martensits entspricht einer monoklin verzerrten Form des AuCd (Typ B19'). Im austenitischen Zustand, Abb. 3.5 (a), ist eine tetragonale Zelle eingezeichnet, an der die Verwandtschaft zum Martensit leicht erkennbar ist. Die Gitterparameter beider Phasen sind in Tabelle 3.2 zusammengestellt. Bei Vergleich der Abmessungen wird die Größe der koordinierten Scherbewegung deutlich, die die Atome bei der Austenit-Martensit-Umwandlung durchführen.

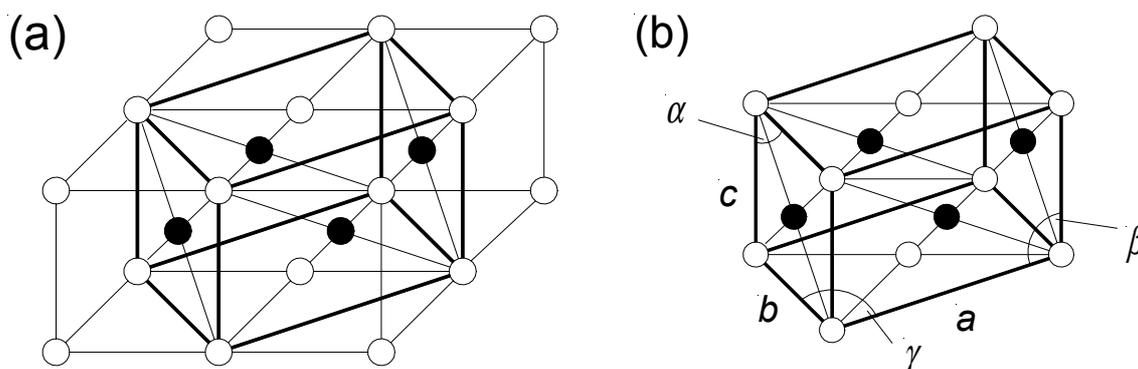


Abb. 3.5: Vier benachbarte Einheitszellen des Kristallgitters von NiTi im austenitischen Zustand (a) und monoklin verzerrte Einheitszelle im martensitischen Zustand (b).

Gitterparameter	Martensit	Austenit
a	0,2898 nm	0,3015 nm
b	0,4108 nm	0,4263 nm
c	0,4646 nm	0,4263 nm
α	90°	90°
β	97,78°	90°
γ	90°	90°
V	$54,79 \cdot 10^{-3} \text{ nm}^3$	$54,78 \cdot 10^{-3} \text{ nm}^3$

Tabelle 3.2: Gitterparameter von NiTi [148].

Die martensitische Umwandlung läßt sich als eine Abfolge der Prozesse Gitterdeformation, gitterinvariante Scherung und Gitterrotation darstellen. Diese Abfolge ist in Abb. 3.6 veranschaulicht. Da die martensitische Umwandlung thermodynamisch von erster Ordnung ist, bildet sich Martensit im umgebenden Austenitgitter durch Nukleation und Wachstum. Dabei wird das Austenitgitter lokal durch Scherung deformiert. Das Auftreten großer Scherungen, die diffusionslose Natur der Umwandlung, sowie die Tatsache, daß die Umwandlung im Innern eines Mutterkristalls abläuft, führt zu hohen Dehnungen und folglich hohen Energiedichten, die der Bildung des Martensits entgegenwirken.

Hohe Dehnungen können verschiedene Relaxationsmechanismen auslösen. Prinzipiell besteht die Möglichkeit des Versetzungsgleitens oder der Bildung von Verformungszwillingen. In beiden Fällen bleibt die Struktur des Martensitgitters erhalten (Gitterinvarianz). Allerdings ist nur die Bildung von Verformungszwillingen reversibel. Daher kommt in FGL normalerweise nur der Prozeß der gitterinvarianten, inneren Verformung durch Verformungszwillinge (Selbstakkommodation) vor. Dadurch mitteln sich die Scherungen der verschieden orientierten Zwillinge heraus. Der Mechanismus der Selbstakkommodation führt, neben der Bildung gitterinvarianter Ebenen zwischen Martensit- und Austenitgitter (Habitusebenen), zu einer deutlichen Dehnungsabnahme. Beim Einweg-Effekt tritt deshalb beim Abkühlen ohne externe Last keine Formänderung auf. Dies ist analog zur Ausmittlung spontaner Magnetisierungen in ferromagnetischen Materialien bei Abwesenheit eines externen Magnetfeldes.

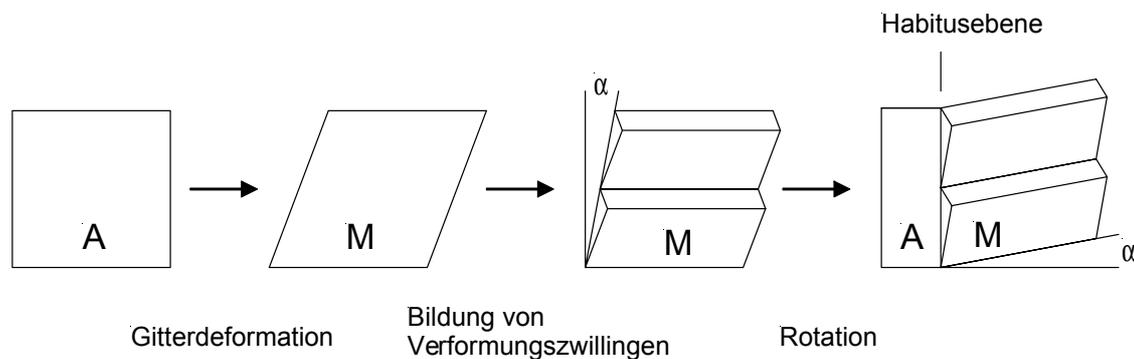


Abb. 3.6: Zweidimensionales Schema der mikroskopischen Teilprozesse bei der martensitischen Umwandlung.

In Abb. 3.6 ist die Bildung von Verformungszwillingen gezeigt, die sich in langperiodischen Stapeln anordnen. Im zweidimensionalen Fall treten zwei verschiedene Martensitvarianten auf, die aus dem Austenitgitter durch Scherung in zwei mögliche Richtungen hervorgehen und über Zwillingsgrenzen miteinander verbunden sind. In drei Dimensionen tritt eine entsprechend größere Anzahl an Martensitvarianten auf. Durch Zuordnung von zwei

möglichen Scherungsrichtungen zu jeder der 6 Fundamentebenen folgen insgesamt 12 Korrespondenzvarianten. Bei NiTi ergeben sich daraus insgesamt 24 mögliche Habitusebenen. Je nachdem, wie die Gittervektoren relativ zur Scherebene und Scherungsrichtung liegen, werden zwei verschiedene Symmetrietypen von Verformungszwillingen unterschieden [149]. In den meisten Fällen ist neben der Zwillingsbildung zusätzlich eine Rotation notwendig, um die Kontinuität der Habitusebene zu gewährleisten.

Als makroskopisches Ergebnis der mitunter komplizierten mikroskopischen Gestaltänderung bei der martensitischen Umwandlung ergibt sich eine gitterinvariante Dehnung gegenüber der Habitusebene, die durch eine Scherung und eine Volumendilatation $\frac{\Delta V}{V}$ beschrieben werden kann [150]. Dies ist in Abb. 3.7 veranschaulicht, wobei $\vec{m\hat{d}}$ für den Vektor der gitterinvarianten Dehnung steht.

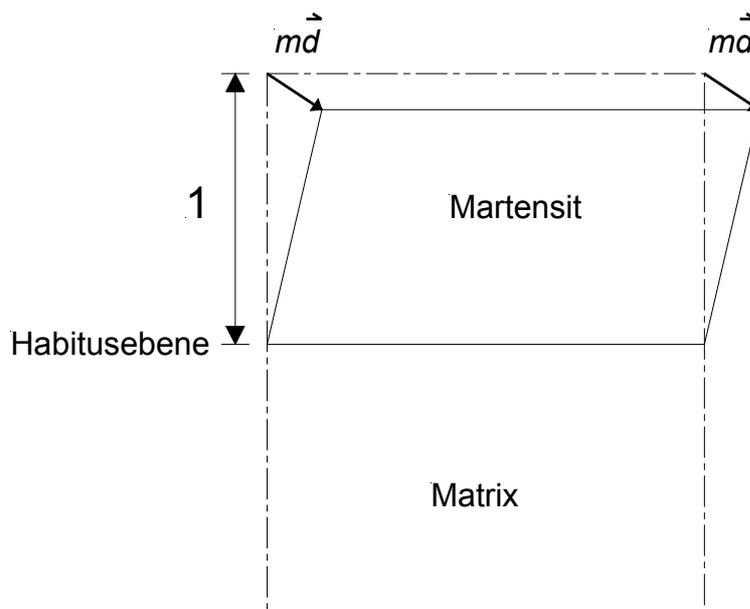


Abb. 3.7: Zweidimensionales Schema der gitterinvarianten Dehnung.

Da in FGL die Volumenänderung sehr klein ist, typischerweise $\Delta V/V=0,3\%$, entspricht die gitterinvariante Dehnung nahezu einer einfachen Scherung. Aus der gitterinvarianten Dehnung ergibt sich die maximale reversible Dehnung beim Formgedächtniseffekt. Diese Grenze kann daher für Einkristalle anhand der Orientierung der Hochtemperaturphase theoretisch vorhergesagt werden. Abb. 3.8 zeigt als Beispiel maximale reversible Dehnungen von Martensit in NiTi in Abhängigkeit von der Kristallorientierung.

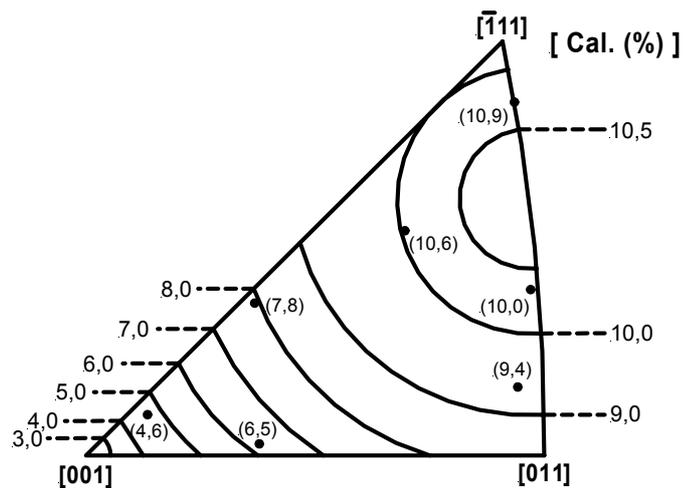


Abb. 3.8: Orientierungsabhängigkeit der maximalen reversiblen Dehnung im martensitischen Zustand von NiTi. Die Konturlinien wurden berechnet, die Zahlen in Klammern sind experimentelle Werte [151].

3.2.2 Strukturänderungen bei Anwesenheit mechanischer Spannungen

Durch ein äußeres mechanisches Spannungsfeld können Zwillingsgrenzen leicht verschoben werden, wodurch Martensitvarianten mit energetisch günstiger Orientierung zum Spannungsfeld bevorzugt werden und auf Kosten der ungünstig orientierten Varianten wachsen können (Mechanismus der Variantenkoaleszenz) [152]. Die allgemein akzeptierte Variantenauswahlregel dabei besagt, daß diejenige Variante begünstigt wird, die die größte Umwandlungsdehnung bei gegebener äußerer Spannung ergibt [152]. Dieser Mechanismus ist analog zu Blochwandverschiebungen beim Ferromagnetismus. Im Extremfall kann der ganze Kristall nur noch aus einer Martensitvariante bestehen. Die dabei auftretende maximale reversible Formänderung stellt für die zugehörige kristallographische Orientierung den maximal möglichen Formgedächtniseffekt dar.

Die bei der martensitischen Umwandlung beteiligten Mechanismen der Selbstakkommodation und Variantenkoaleszenz sind in Abb. 3.9 veranschaulicht. Bei der thermisch induzierten Austenit-Martensit-Umwandlung ohne äußere Belastung bilden sich durch Selbstakkommodation Kombinationen aller Martensitvarianten, mit dem Ergebnis, daß keine Formänderung auftritt. Bei nachfolgender externer Belastung im martensitischen Zustand ($T < M_f$) wachsen bevorzugt orientierte Martensitvarianten durch Variantenkoaleszenz. Dies führt zu dem pseudoplastischen Verlauf der in Abb. 3.2 gezeigten Spannungs-Dehnungs-Kennlinie, der so lange anhält bis nur noch bevorzugt orientierte Martensitvarianten verbleiben. Je nach Art der externen Belastung können so zahlreiche makroskopische Gestaltvarianten erzeugt werden, die im martensitischen Zustand beim Entlasten thermodynamisch stabil bleiben. Je stärker die Vielfalt der Martensitvarianten durch externe Belastung eingegrenzt wird, um so stärker ist die damit verbundene makroskopische Formänderung.

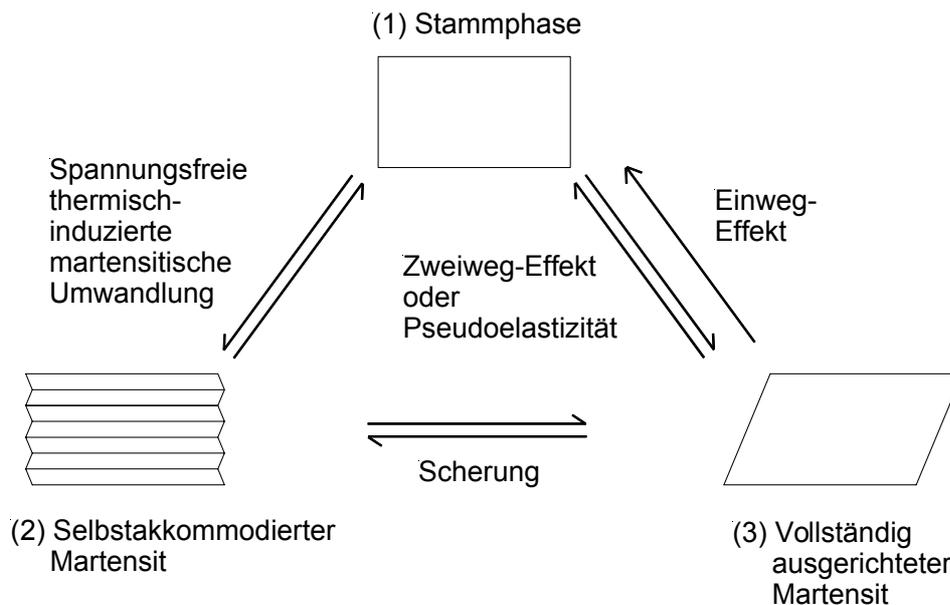


Abb. 3.9: Zweidimensionales Schema der mikroskopischen Prozesse bei der martensitischen Umwandlung:

Einweg-Effekt: (1) $\xrightarrow{\text{Kühlen}}$ (2) $\xrightarrow{\text{Deformieren}}$ (3) $\xrightarrow{\text{Heizen}}$ (1)

Zweiweg-Effekt: (1) $\xrightarrow{\text{Kühlen}}$ (3) $\xrightarrow{\text{Heizen}}$ (1)

Pseudoelastizität: (1) $\xrightarrow{\text{Belasten}}$ (3) $\xrightarrow{\text{Entlasten}}$ (1)

Durch Einprägen von Spannungsfeldern im Material mit Hilfe spezieller thermomechanischer Trainingsverfahren kann die Vielfalt an Martensitvarianten auch ohne externe Belastung eingegrenzt werden. Ein häufig bei NiTi-Legierungen angewandtes Verfahren besteht in der Erzeugung von gerichteten Gitterstörungen durch starke Verformung im martensitischen Zustand oder durch thermisches Zyklieren bei mechanischer Belastung (Trainieren). Die verschiedenen Trainingsverfahren sind in der Literatur ausführlich beschrieben [153]. In trainierten FGL-Materialien führt die thermisch induzierte Austenit-Martensit-Umwandlung auch beim Kühlen zur Ausbildung einer bevorzugten makroskopischen Gestalt, was als Zweiweg-Effekt beobachtet wird.

Die Martensitphase wird durch mechanische Spannung bis über die A_f -Temperaturgrenze thermodynamisch stabilisiert. Im Bereich $T > M_s$ kann Martensit insbesondere auch durch externe Spannung erzeugt werden (spannungsinduzierter Martensit, SIM). Durch den SIM-Mechanismus wird pseudoelastisches Verhalten hervorgerufen, vergleiche Abb. 3.4. Dabei entstehen bereits während der Phasenumwandlung nur bestimmte, günstig orientierte Martensitvarianten. Dieser Prozeß hält solange an, bis das Wachstum günstig orientierter Martensitvarianten abgeschlossen ist. Die Eingrenzung der Vielfalt an Martensitvarianten ist wiederum mit einer makroskopischen Formänderung verbunden, die um so größer ausfällt, je weniger Martensitvarianten verbleiben.

3.2.3 Gestalterinnerung

Die Gestalterinnerung findet in FGL durch Martensit-Austenit-Rückumwandlung statt, die entweder durch Erwärmung oder im Fall der Pseudoelastizität durch Rücknahme der externen Spannung ausgelöst wird. Wie in Abb. 3.9 veranschaulicht, wird dabei unabhängig von der erzeugten Kombination an Martensitvarianten immer die ursprüngliche austenitische Kristallstruktur wiederhergestellt, da deren hohe Symmetrie nur eine energetisch bevorzugte Kristallstruktur zuläßt. Die damit verbundene makroskopische Gestaltänderung wird als Gestalterinnerung beobachtet. Im Spezialfall des Zweiweg-Effektes existiert im Martensit eine energetisch bevorzugte Kombination an Martensitvarianten, die eine Gestalterinnerung auch bei der Austenit-Martensit-Umwandlung ermöglicht.

3.2.4 Voraussetzungen für Formgedächtnis

Aus der vorangegangenen Diskussion folgen verschiedene Anforderungen an FGL, die für das Auftreten von Formgedächtnis erfüllt sein müssen:

- (1) Kompatibilität: Bei der Umwandlung muß sich die neue Phase innerhalb des Mutterkristalls bilden können, ohne daß die Kohärenz des Kristallgitters verloren geht. Eine Trennung der Phasen durch Mikrobruch darf nicht auftreten. Daher ist eine Ähnlichkeit der Kristallgitter hinsichtlich Atomabstand, Symmetrie und Koordinationszahl (Kompatibilität) erforderlich. Große Volumenänderungen bei der Umwandlung sind ungünstig.
- (2) Strukturelle Umwandlungen mit möglichst großer Scherung führen zu einem großen Gedächtniseffekt.
- (3) Geringe Diffusion: Die Umwandlungstemperaturen müssen in einem Temperaturbereich liegen, in dem die Sprungzeit für den Platzwechsel von Atomen hinreichend groß ist.
- (4) Reversibilität: Der Mechanismus der gitterinvarianten Verformung ist für die Reversibilität der martensitischen Umwandlung von entscheidender Bedeutung. Kristallographische Reversibilität ist gewährleistet, wenn die gitterinvariante Verformung durch Verformungszwillinge erfolgt, die Bildung von Versetzungen und Stapelfehlern dagegen vermieden wird. Der Formgedächtniseffekt ist um so stabiler, je höher die kritische Spannung zur Bildung von Versetzungen und Stapelfehlern ist. Zur Erhöhung dieser Spannungsgrenze wurden daher Verfahren zur Verfestigung entwickelt. Bei polykristallinem NiTi konnte so die maximale reversible Dehnung auf 7-8% erhöht werden [154].
- (5) Kontrolle des Umwandlungswegs: Es ist ein Mechanismus erforderlich, der die Umwandlungsdehnung in eine makroskopische Gestaltänderung überführt. Dies kann durch externe oder interne Spannungen erfolgen, die die Auswirkung der

Selbstakkommodation bei der Umwandlung minimieren und durch Einschränkung der Martensitvarianten die makroskopische Gestaltänderung maximieren.

3.2.5 Phänomenologische Theorie martensitischer Umwandlungen

Aus Sicht der Kristallographie besteht das Ziel einer Theorie der martensitischen Umwandlung darin, alle kristallographischen Parameter vorherzusagen, die mit der Umwandlung verbunden sind. Dies betrifft beispielsweise die Größe und Richtung der Formänderung oder die Lage der Habitusebenen. Zur Zeit gibt es zwei phänomenologische Theorien, die derartige Vorhersagen ermöglichen. Sie wurden von Wechsler-Liebermann-Read (WLR) [155] und Bowles-Mackenzie [156] unabhängig voneinander entwickelt, sind aber zueinander äquivalent [157].

Ein zentraler Punkt in der WLR-Theorie ist die Minimierung der Dehnungsenergie bei der Umwandlung. Da die Dehnungen sich an der Grenzfläche zwischen Austenit und Martensit konzentrieren, geht man davon aus, daß die Grenzfläche bei der Umwandlung eine Invariante bleibt, bei der sich die Gitterdeformationen im Mittel aufheben. In der WLR-Theorie wird daher die Gestaltdehnungsmatrix der martensitischen Umwandlung P_I unter der Bedingung gelöst, daß die Habitusebene eine gitterinvariante Ebene ist [155]. Die Gestaltdehnungsmatrix P_I setzt sich aus den Operatoren der Gitterdeformation B , der gitterinvarianten Scherung P_2 und der Rotation R zusammen, vergleiche Abb. 3.6 :

$$P_I = RP_2B \quad (3.1)$$

Aus der Gitterinvarianz der Habitusebene folgt nun, daß die Gestaltdehnung durch eine Scherung parallel zur Habitusebene und eine Volumendilatation $\Delta V/V$ senkrecht zur Habitusebene beschrieben werden kann,

$$P_I = I + m_I d_I p_I, \quad (3.2)$$

wobei I die (3x3)-Einheitsmatrix, m_I den Betrag der Gestaltdehnung und d_I bzw. p_I Einheitsvektoren in Richtung der Gestaltdehnung bzw. senkrecht zur Habitusebene beschreiben. Dieses Ergebnis entspricht der in Abb. 3.7 gezeigten Darstellung der gitterinvarianten Dehnung. Die erforderlichen Eingabeparameter zur Bestimmung der kristallographischen Größen p_I , m_I und d_I beschränken sich damit auf die empirisch ermittelten Gitterparameter von Austenit und Martensit, die Gitterkorrespondenz zwischen Austenit und Martensit und die gitterinvariante Scherung.

3.3 Thermodynamische Aspekte der martensitischen Umwandlung

3.3.1 Gibbsche Potentiale

Die antreibende Kraft der martensitischen Umwandlung wird durch die thermodynamischen Potentiale im austenitischen und martensitischen Zustand bestimmt. Da die martensitische Umwandlung ohne Diffusion abläuft, ändert sich die chemische Zusammensetzung nicht. Daher können FGL wie Einkomponentensysteme behandelt werden. Aufgrund der Diffusionsfreiheit kann darüber hinaus die Zeit bei der thermodynamischen Beschreibung vernachlässigt werden. Wählt man, entsprechend den üblichen experimentellen Bedingungen, die Temperatur und die mechanische Spannung als unabhängige Variable, so erhält man als thermodynamisches Potential das Gibbsche Potential G , das für die beiden Phasen lautet:

$$\begin{aligned} G^A &= U^A - S^A T - \{\varepsilon\}^A \{\sigma\} \\ G^M &= U^M - S^M T - \{\varepsilon\}^M \{\sigma\} \end{aligned} \quad (3.3)$$

Dabei bezeichnen $U^{A,M}$ und $S^{A,M}$ jeweils die Dichten der inneren Energie und Entropie von Austenit und Martensit. Die mechanischen Dehnungen $\{\varepsilon\}$ und Spannungen $\{\sigma\}$ werden hier in Matrixschreibweise angegeben, die die effektive Zahl der sechs unabhängigen Tensorkoordinaten zum Ausdruck bringt [158]. Gleichung 3.3 stellt eine idealisierte Betrachtungsweise dar, bei der nicht-chemische Energiebeiträge, z.B. von Defekten oder Grenzflächen, nicht berücksichtigt werden. In Gleichung 3.3 tragen mechanische und thermische Energiedichte gleichberechtigt zu den thermodynamischen Potentialen bei. Dies bedeutet, daß die martensitische Umwandlung durch eine äußere Last und durch Temperaturänderung gleichermaßen beeinflusst werden kann.

Der Verlauf der Potentiale von Austenit und Martensit ist in Abb. 3.10 als Funktion der Temperatur schematisch dargestellt. Im Schnittpunkt der Potentiale befinden sich beide Phasen im thermodynamischen Gleichgewicht. Unterhalb der Gleichgewichtstemperatur T_0 ist das Potential der martensitischen Phase niedriger als das der austenitischen Phase. In diesem Fall ist der martensitische Zustand der thermodynamisch stabilere Zustand. Entsprechendes gilt für den austenitischen Zustand oberhalb von T_0 . Die Differenz der Potentiale von Austenit und Martensit stellt ein Maß für die antreibende Kraft der Phasenumwandlung dar.

Bedingt durch irreversible nicht-chemische Energiebeiträge zum Potential G , die in Gleichung 3.3 nicht berücksichtigt sind, findet die martensitische Umwandlung nicht genau bei T_0 statt, sondern in einem durch Temperatur- und Spannungshysterese gekennzeichneten größeren Temperaturbereich um T_0 . Ein wesentlicher Beitrag hierzu wird durch Reibung während der Bewegung der Martensit-Austenit-Grenzfläche verursacht [159]. Darüber hinaus führen elastische Gitterdehnungen zu einer Verschiebung der Umwandlungstemperaturen, siehe Kapitel 3.3.2.3. Zur Martensitumwandlung ist folglich eine Unterkühlung ΔT_{S1} und zur Martensit-Austenit-Rückumwandlung entsprechend eine Überhitzung ΔT_{S2} erforderlich.

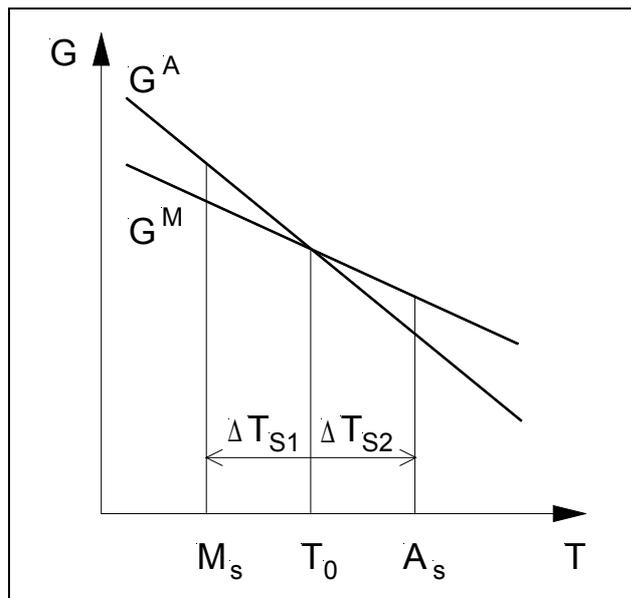


Abb. 3.10:

Schematischer Verlauf der Gibbs'schen Potentiale der austenitischen und martensitischen Phase.

Bei der Temperatur M_s beschreibt die Potentialdifferenz $G^M - G^A$ die antreibende Kraft der Martensitbildung. Entsprechend beschreibt $G^A - G^M$ bei der Temperatur A_s die antreibende Kraft für die Rückumwandlung zu Austenit. Die Gleichgewichtstemperatur T_0 kann durch das arithmetische Mittel beider Temperaturen angenähert werden:

$$T_0 = \frac{M_s + A_s}{2} \quad (3.4)$$

Die Lage von T_0 wird in erster Linie durch die chemische Zusammensetzung der Legierung bestimmt [160].

3.3.2 Modellentwicklung

Zur Beschreibung martensitischer Umwandlungen wird ein thermodynamisches Modell benötigt, das die strukturellen Änderungen mit hinreichender Genauigkeit berücksichtigt. Bisherige Modelle gehen von unterschiedlichen Detaillierungsgraden aus, die verschiedenen Beschreibungsebenen zugeordnet werden können, siehe Tabelle 3.3.

Beschreibungsebene	Grundelemente des Modells	Theoretischer Hintergrund
Mikroskopisch	Gitteratome, Grenzflächen, Defekte	Festkörperphysik
Mesoskopisch	Domänen, Körner	Festkörperphysik, statistische Thermodynamik
Makroskopisch	Volumenelemente, Bauteile	Statistische Thermodynamik

Tabelle 3.3: Beschreibungsebenen von Modellen für martensitische Umwandlungen.

Aus den Modellen kann das kinetische Verhalten von FGL-Bauteilen abgeleitet werden. Zur vollständigen Simulation von FGL-Bauteilen sind darüber hinaus ein mechanisches und ein thermisches Modell erforderlich.

3.3.2.1 Mikroskopische Modelle

Mikroskopische Modelle berücksichtigen das Umwandlungsverhalten möglichst aller Martensitvarianten, um eine möglichst detailgetreue physikalische Beschreibung der Vorgänge im Festkörper zu erreichen. Aus der Statistik der Martensitvarianten wird insbesondere das kinetische Verhalten abgeleitet. Aufgrund der hohen Komplexität der mikroskopischen Teilprozesse können experimentell bestimmte Kennlinien bislang nur qualitativ wiedergegeben werden [161,162]. Ein wesentlicher Nachteil mikroskopischer Modelle ist, daß sie nicht technologieorientiert sind und daher im allgemeinen nicht meßbare Modellparameter enthalten (z.B. die freie Helmholtz-Energie). Für technologische Anwendungen sind sie daher weniger geeignet.

3.3.2.2 Mesoskopische Modelle

Mesoskopische Modelle berücksichtigen das gemittelte Verhalten einzelner Martensitvarianten in charakteristischen Volumenbereichen (Domänen oder Körner) und deren Wechselwirkung. Ein Beispiel ist das eindimensionale Modell von Achenbach und Müller [163], bei dem mesoskopische Bereiche aus Austenit (A) und zwei möglichen Martensitvarianten (M^+ und M^-) als Grundelemente betrachtet werden, aus denen die FGL aufgebaut ist. Die Anteile beider Martensitvarianten werden durch Evolutionsgleichungen bestimmt, die auf Überlegungen aus der statistischen Thermodynamik und der Theorie aktivierter Prozesse basieren. Ausgangspunkt des Modells ist das thermodynamische Potential

$$G(\gamma) = U - ST - \tau\gamma \quad , \quad (3.5)$$

das aus Gleichung 3.3 für ein mesoskopisches Ensemble von Gitterteilchen mit dem Freiheitsgrad einer eindimensionalen Scherbewegung γ folgt. Das Potential $G(\gamma)$ bzw. die zugehörige freie Energie, kann mit Hilfe der statistischen Mechanik aus den potentiellen Energien der einzelnen Gitterteilchen berechnet werden.

Der Verlauf von $G(\gamma)$ ist in Abb. 3.11 schematisch dargestellt. Je nach der Temperatur des Systems bildet $G(\gamma)$ bis zu drei Potentialtöpfe aus, die jeweils zu einer der drei Phasen M^+ , M^- und A gehören und durch Potentialbarrieren voneinander getrennt sind. Der Potentialverlauf ist für die metastabilen Eigenschaften der Phasen und die charakteristischen Eigenschaften der Phasenumwandlung verantwortlich. Abb. 3.11 zeigt den Verlauf von $G(\gamma)$ für die Fälle $T \leq M_f$ und $T \geq A_f$.

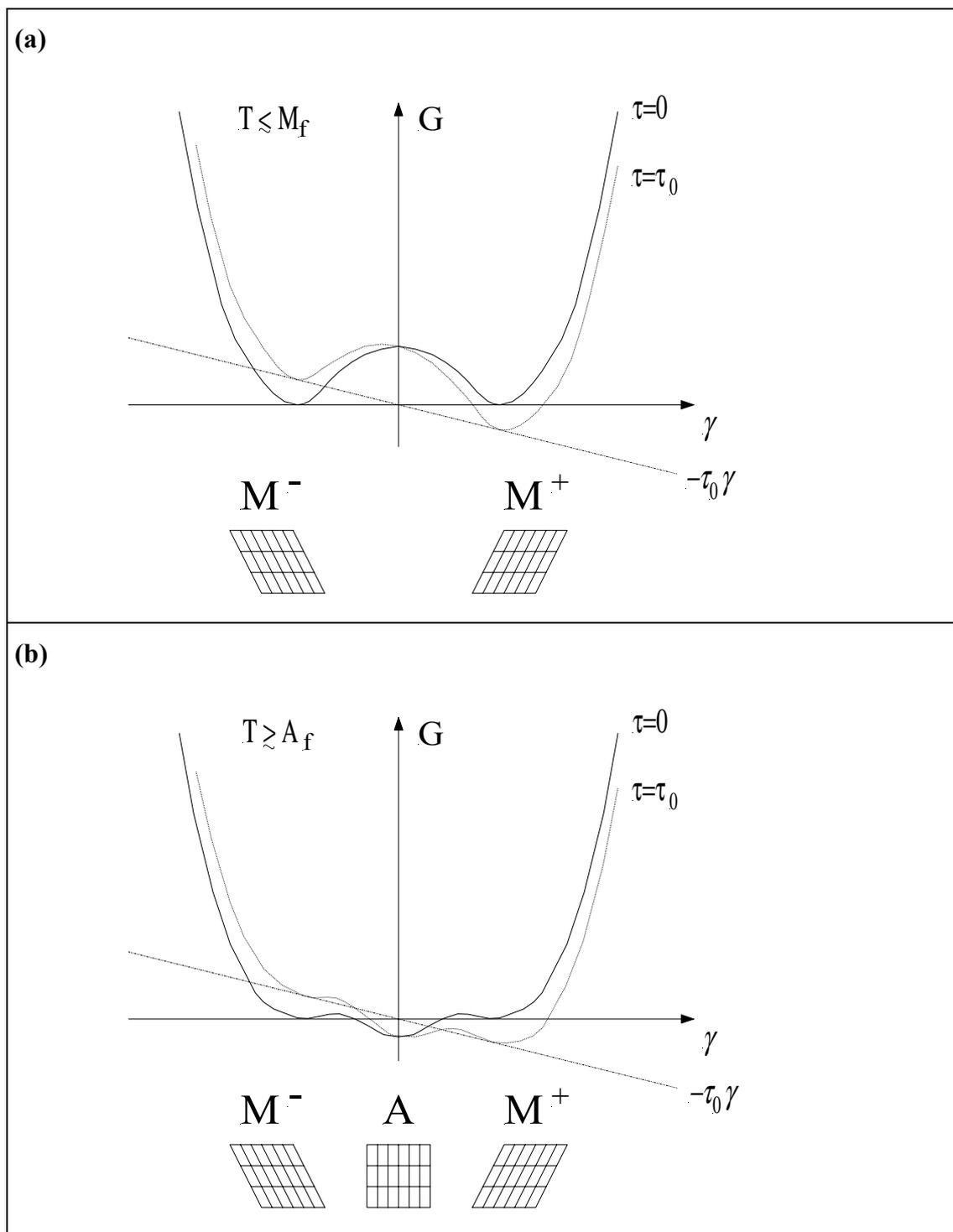


Abb. 3.11: Verlauf des thermodynamischen Potentials $G(\gamma)$ bei den Temperaturen $T \leq M_f$ (a) und $T \geq A_f$ (b) in einem eindimensionalen Modell nach [163]. Die Abkürzungen A, M^+ und M^- stehen für Austenit und zwei Martensitvarianten.

Bei tiefen Temperaturen ($T \leq M_f$) existieren nur die Potentialtöpfe der beiden Martensitphasen. Mit zunehmender Temperatur taucht ein weiterer Potentialtopf der Austenitphase auf, dessen Minimum im Fall $T \geq A_f$ unterhalb denen der Martensitvarianten liegt, aber durch eine Barriere

von den anderen Töpfen getrennt ist. Bei noch höheren Temperaturen ($T \gg A_f$) verschwinden die Potentialminima der Martensitvarianten und Austenit wird zur einzig stabilen Phase.

Unter der Einwirkung einer Schubspannung τ_0 ändert sich das Potential um die geleistete Arbeit pro Volumen $-\tau_0\gamma$. Dadurch wird die Potentialbarriere bezüglich der zur Scherspannung günstig orientierten Martensitvariante abgesenkt oder vollständig eliminiert. Bei tiefen Temperaturen ($T \leq M_f$) findet dadurch Variantenkoaleszenz und bei hohen Temperaturen ($T \gg A_f$) ein spannungsinduzierter Phasenübergang in die Martensitphase (SIM) statt.

Mit dem hier skizzierten mesoskopischen Modell kann das Formgedächtnisverhalten einfacher FGL-Bauteile quantitativ beschrieben werden [164]. Durch die Berücksichtigung von nur einer Dimension ist die Anwendbarkeit des Modells jedoch stark eingeschränkt.

3.3.2.3 Makroskopische Modelle

In makroskopischen Modellen wird ein über mikroskopische Bereiche gemittelt Materialverhalten in einem repräsentativen Volumenelement betrachtet [165-171]. Die makroskopischen Modellparameter sind durch Experimente direkt bestimmbar. Insofern sind derartige Modelle besonders für technische Anwendungen interessant.

Zur Beschreibung des Gefügestands in einem Zweiphasensystem wird im einfachsten Fall eine interne Variable ξ eingeführt, die den Volumenanteil von Martensit angibt. In diesem Fall wird der Volumenanteil von Austenit durch $1-\xi$ repräsentiert. Die meisten makroskopischen Modelle beruhen auf rekursiven Verfahren zur Beschreibung der Umwandlungsschritte. Der Phasenanteil ξ hängt im allgemeinen von der Temperatur und der mechanischen Spannung ab. Der funktionelle Zusammenhang zwischen diesen Größen wird sowohl mit empirisch ermittelten [165,166,169] als auch mit thermodynamisch abgeleiteten Funktionen [170,172] dargestellt.

Nachfolgend ist das kinetische Verhalten des Phasenanteils ξ in exponentieller Form angegeben, die mit experimentell bestimmten Umwandlungsverläufen gut übereinstimmt. Im Fall der Austenit-Martensit-Vorwärtsumwandlung erhält man beispielsweise [169]:

$$\xi = 1 - \exp[a^M (M_s - T) + b^M \bar{\sigma}]. \quad (3.6)$$

Dabei bezeichnet $\bar{\sigma}$ die effektive mechanische Spannung, die aus den kartesischen Spannungskomponenten berechnet wird. Die Konstanten a^M und b^M werden experimentell ermittelt. Unter der Annahme, daß die Umwandlung bei $\xi = 0,99$ abgeschlossen ist, ist die Konstante a^M durch $a^M = \ln(0,01) (M_s - M_f)^{-1}$ gegeben. Zur Beschreibung der Martensit-Austenit-Rückumwandlung ist ein zu Gleichung 3.6 analoger Ausdruck erforderlich [169]:

$$\xi = \exp[a^A (A_s - T) + b^A \bar{\sigma}], \quad (3.7)$$

mit der Konstanten $a^A = \ln(0,01)(A_s - A_f)^{-1}$. Je nach Umwandlungsrichtung muß zwischen den kinetischen Gleichungen 3.6 und 3.7 gewechselt werden. Durch Angabe des Phasenanteils ξ wird der Verlauf der Umwandlungshysterese vollständig beschrieben.

Die Konstanten $b^M/a^M=1/c^M$ und $b^A/a^A=1/c^A$ beschreiben die lineare Abhängigkeit der Umwandlungstemperaturen von der effektiven mechanischen Spannung $\bar{\sigma}$ (Spannungsrate). Die Spannungsrate folgt aus der Clausius-Clapeyron-Beziehung für die martensitische Phasenumwandlung. Nach Bildung der totalen Differentiale der Gibbsschen Potentiale G^A und G^M in Gleichung 3.3 folgt zunächst im eindimensionalen Fall unter der Bedingung für währendes Gleichgewicht $dG^A=dG^M$:

$$0 = -(S^M - S^A)dT - (\varepsilon^M - \varepsilon^A)d\sigma. \quad (3.8)$$

Durch Umformung kann dann die Clausius-Clapeyron-Beziehung in der folgenden Form angegeben werden [173]:

$$\frac{d\sigma}{dT} = -\frac{\Delta S}{\varepsilon^{tr}} = -\frac{\Delta H\rho}{\varepsilon^{tr}T_0} = c. \quad (3.9)$$

Dabei wurde näherungsweise angenommen, daß die elastischen Dehnungen in Austenit und Martensit gleich sind. Die Ausdrücke ε^{tr} , ΔH und ρ bezeichnen jeweils die Umwandlungsdehnung, Umwandlungsenthalpie und Materialdichte. Mit $\Delta S = S^M - S^A$ wird die bei der Umwandlung auftretende Änderung der Entropiedichte bezeichnet. Im dreidimensionalen Fall wird davon ausgegangen, daß der Formgedächtniseffekt ein von Mises-Antwortverhalten zeigt. Daher können die eindimensionale Spannung σ und Umwandlungsdehnung ε^{tr} durch die effektiven Werte $\bar{\sigma}$ und $\bar{\varepsilon}^{tr}$ ersetzt werden [169].

Die Umwandlungsenthalpie ΔH kann beispielsweise durch differentielle Wärmekalorimetrie experimentell bestimmt werden. Im Fall der Martensit-Austenit-Rückumwandlung in NiTi beträgt ΔH beispielsweise 15,4 J/g [174]. Bei einer Umwandlungstemperatur von 300 K und einer effektiven Umwandlungsdehnung von 5% folgt daraus eine Spannungsrate von 6,6 MPa/K, die mit Messungen an polykristallinem NiTi gut übereinstimmt [174].

Die Spannungs-Temperatur-Bereiche der martensitischen Phasenumwandlung sind in Abb. 3.12 veranschaulicht. Im Bereich $T < M_s$ wird Martensit ausschließlich durch thermische Umwandlung gebildet. Im Bereich $T > M_s$ können orientierte Martensitvarianten durch SIM-Bildung direkt erzeugt werden. Die dazu erforderliche Schwellenspannung nimmt gemäß Gleichung 3.9 linear mit der Temperatur zu. Dadurch ergibt sich eine lineare Verschiebung der Spannungs-Temperatur-Bereiche der Vorwärts- und Rückumwandlung. Im spannungsfreien Fall ist Martensit nur bei Temperaturen $T < A_f$ thermodynamisch stabil. Durch mechanische Spannung wird Martensit jedoch bis zur Grenztemperatur M_d stabilisiert, oberhalb der die Schwellenspannung für Versetzungsgleiten σ_{slip} überschritten wird.

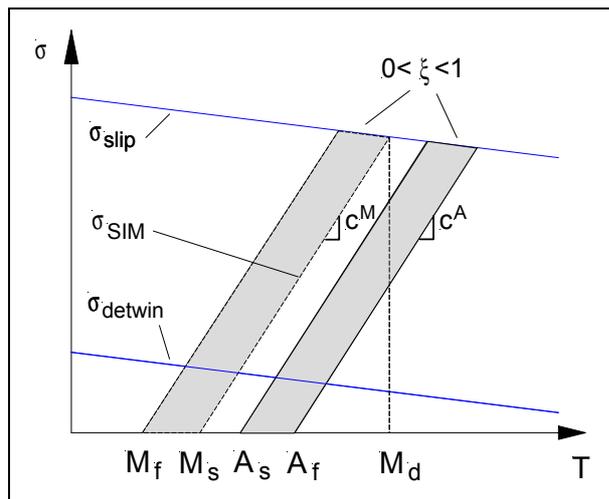


Abb. 3.12:

Spannungs-Temperatur-Phasendiagramm:

Die Geraden σ_{detwin} , σ_{SIM} und σ_{slip} geben die Schwellenspannungen für die Prozesse Variantenkoaleszenz, spannungsinduzierte Martensit-Bildung und Versetzungsgleiten an. Die Spannungs-Temperatur-Bereiche der martensitischen Phasenumwandlung sind hervorgehoben. Die Steigungen c^M und c^A sind hier als gleich angenommen.

Die Gleichungen 3.6 und 3.7 können als konstitutive Gleichungen zur Berechnung des kinetischen Verhaltens von FGL verwendet werden. Je nach Problemstellung sind noch Erweiterungen des hier vorgestellten Modells erforderlich. Nachfolgend sind einige Erweiterungsmöglichkeiten aufgeführt:

- (1) Bei partiellen Phasenumwandlungen wird der Umwandlungsverlauf beim aktuellen Lastschritt von den verbleibenden Phasenanteilen aus vorherigen Lastschritten bestimmt. Eine Beschreibung von Hysteresepfaden bei partiellen Phasenumwandlungen kann durch Einführung von 'Memorytermen' für die Vorwärts- und Rückwärtsumwandlung $\xi_{\text{memory}}^{\uparrow, \downarrow}$ in den kinetischen Gleichungen erfolgen [175].
- (2) Bei periodischer Temperatur- und Spannungsbelastung können irreversible Prozesse und Trainingseffekte auftreten, die insbesondere während der ersten Aktorzyklen zu einer Änderung der Kennlinien führen, bis sich stationäre Verläufe einstellen. Formal können derartige Effekte vorheriger Lastschritte durch weitere Memoryterme berücksichtigt werden.
- (3) Durch Unterscheidung zwischen selbstakkommodierten und ausgerichteten Martensitvarianten werden die Mechanismen der Martensitbildung besser berücksichtigt und dadurch eine höhere Genauigkeit bei der Beschreibung der Phasenumwandlung erzielt [167]. Wie in Abb. 3.9 gezeigt, werden durch thermische Umwandlung ohne Belastung selbstakkommodierte (sa) Martensitvarianten und bei Anwesenheit mechanischer Spannungen ausgerichtete (o - oriented) Martensitvarianten gebildet bzw. vorhandene Martensitvarianten ineinander umgewandelt. Formal können diese Mechanismen durch Einführung zweier interner Variablen ξ_{sa} und ξ_o mit unterschiedlichem kinetischem Verhalten berücksichtigt werden. In diesem Fall wird der Volumenanteil von Austenit durch $1 - \xi_{sa} - \xi_o$ repräsentiert.

Bedingt durch die Verwendung gemittelter Materialparameter besitzen makroskopische Modelle prinzipiell nur eine begrenzte Aussagekraft. Empirisch ermittelte Materialdaten repräsentieren eine spezielle Material-Substruktur und sind daher streng genommen nur für diesen Materialtyp anwendbar. In diesem Fall kann jedoch auch bei komplexen Bauteilen eine befriedigende Übereinstimmung mit experimentellen Daten erzielt werden, wie in den Kapiteln 5 und 6 gezeigt wird.

3.3.2.4 Simulation von FGL-Bauteilen

Zur Beschreibung von FGL-Bauteilen sind zusätzlich zum kinetischen Verhalten deren mechanische und thermische Eigenschaften zu berücksichtigen. Da die Bauteile beliebige dreidimensionale Geometrien haben können, ist dazu im allgemeinen eine mechanische und eine thermische Feldsimulation erforderlich. Nachfolgend werden Modelle zur Beschreibung der mechanischen und thermischen Eigenschaften von FGL-Bauteilen vorgestellt.

Mechanisches Modell:

Bei einer gegebenen Last hängen die mechanischen Eigenschaften eines FGL-Bauteils von der Geometrie als auch vom momentanen Gefügestand im Bauteil ab. Der Elastizitätsmodul folgt in diesem Fall aus den gemittelten Phasenanteilen. Geht man entsprechend dem Voigt-Modell der Mikromechanik von einer mikroskopisch parallelen Kopplung der beiden Phasen Austenit und Martensit aus, so gilt für die mechanischen Spannungen und elastischen Dehnungen:

$$\{\sigma\} = (1 - \xi)\{\sigma\}^A + \xi\{\sigma\}^M \quad (3.10)$$

$$\{\varepsilon\}_{el}^M = \{\varepsilon\}_{el}^A = \{\varepsilon\}^{el} \quad (3.11)$$

$$\{\sigma\}^A = [E^A]\{\varepsilon\}_{el}^A \quad (3.12)$$

$$\{\sigma\}^M = [E^M]\{\varepsilon\}_{el}^M. \quad (3.13)$$

Die Beiträge der Spannungen in Austenit $\{\sigma\}^A$ und Martensit $\{\sigma\}^M$ tragen gemäß ihrer Phasenanteile additiv zu den Gesamtspannungen $\{\sigma\}$ im Material bei, während die elastischen Dehnungen von Austenit $\{\varepsilon\}_{el}^A$ und Martensit $\{\varepsilon\}_{el}^M$ aufgrund der parallelen Kopplung gleich sind. Zwischen den mechanischen Spannungen und Dehnungen gilt das für elastisches Materialverhalten übliche Hookesche Gesetz (Gleichungen 3.12 und 3.13), wobei $[E^A]$ und $[E^M]$ die Matrizen der Elastizitätsmoduln im austenitischen und martensitischen Zustand sind. Aus den Gleichungen 3.10 – 3.13 folgt zunächst der Zusammenhang zwischen den mechanischen Spannungen und elastischen Dehnungen:

$$\{\sigma\} = ((1 - \xi)[E^A] + \xi[E^M])\{\varepsilon\}^{el}. \quad (3.14)$$

Geht man weiterhin davon aus, daß sich die Gesamtdehnungen aus der Summe aus elastischen Dehnungen und Umwandlungsdehnungen zusammensetzen,

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon\}^{el} + \{\varepsilon\}^{tr}, \quad (3.15)$$

so folgt mit Gleichung 3.14:

$$\{\sigma\} = ((1 - \xi)[E^A] + \xi[E^M])(\{\varepsilon\} - \{\varepsilon\}^{tr}). \quad (3.16)$$

Beim Ausdruck $\{\varepsilon\}^{tr}$ handelt es sich um die Matrix der nichtlinearen thermoelastischen Dehnungen bei der Phasenumwandlung. Gleichung 3.16 kann als konstitutive Gleichung zur Berechnung des dreidimensionalen mechanischen Verhaltens von FGL-Bauteilen verwendet werden. Das hier betrachtete Modell wurde in eindimensionaler Form zunächst von Tanaka formuliert [165] und später auf zwei [168] und drei Dimensionen erweitert [169]. Andere Modelle gehen von einer mikroskopisch seriellen Kopplung der beiden Phasen Austenit und Martensit aus (Modell von Reuss) und erhalten daher eine andere Approximation für den Elastizitätsmodul des Austenit-Martensit-Gefügestands [170,171].

Der Effekt der thermischen Ausdehnung kann durch Hinzufügen eines weiteren additiven Terms in Gleichung 3.16 berücksichtigt werden:

$$\{\sigma\}_{therm} = \{\alpha'\}(T - T'), \quad (3.17)$$

wobei $\{\alpha'\}$ die Matrix der thermischen Koeffizienten ist, die sich aus den entsprechenden Werten für Austenit und Martensit, gewichtet mit den Phasenanteilen, zusammensetzt. Die Temperatur T' ist so definiert, daß die thermische Dehnung hier den Wert Null annimmt.

Zur Simulation von FGL-Aktoren ist neben dem mechanischen Verhalten des FGL-Bauteils zusätzlich die Mechanik anderer Aktorkomponenten, insbesondere des Rückstellmechanismus zu berücksichtigen.

Thermisches Modell:

Die Temperaturverteilung in einem FGL-Bauteil wird durch Wärmeaustausch mit der Umgebung bestimmt, der von den Randbedingungen bei der Temperatur-Spannungs-Belastung (isotherm, konvektiv, adiabatisch) abhängt. Die Temperatur T in den Gleichungen 3.6, 3.7 und 3.17 kann aus der Leistungsbilanz berechnet werden:

$$m(c_p + h(T))\dot{T} = \dot{Q} - \lambda\Delta T. \quad (3.18)$$

In Gleichung 3.18 werden folgende Beiträge zur Temperaturänderung berücksichtigt:

- die spezifische Wärme des FGL-Bauteils, wobei c_p die spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck bezeichnet,
- die latente Wärme des Phasenübergangs $h(T)$, die bei Abkühlung frei wird bzw. beim Erwärmen aufzuwenden ist,

- die von außen in das System eingebrachte Wärmeleistung \dot{Q} , die z.B. durch elektrische Strombeheizung erzeugt wird, und
- der Wärmeaustausch mit der Umgebung durch Wärmeleitung, wobei λ für die Wärmeleitfähigkeit steht.

Mit m wird die Gesamtmasse des FGL-Körpers bezeichnet. Für Aktoranwendungen im Temperaturbereich unter 200 °C kann der Effekt der Wärmestrahlung vernachlässigt werden. An der Oberfläche des FGL-Bauteils lautet die Randbedingung:

$$-\lambda \vec{V}T = K(T - T_E), \quad (3.19)$$

die den konvektiven Wärmeaustausch mit der Umgebung der Temperatur T_E berücksichtigt, wobei K den Wärmeübertragungskoeffizienten bezeichnet.

3.4 Legierungen auf der Basis von NiTi

Aus heutiger Sicht besitzt das Materialsystem Ni-Ti-Cu-Pd... das größte Anwendungspotential im Vergleich zu anderen FGL. Umfangreiche Untersuchungen insbesondere an NiTi-Drähten haben zu einem weitreichenden Verständnis der Legierung geführt, z.B. hinsichtlich der Auswirkungen von Stöchiometrie, thermomechanischer Behandlung oder chemischer Zusammensetzung [139,176]. Die besonderen Eigenschaften dünn gewalzter NiTi-Folien oder gesputterter Dünnschichten sind dagegen noch Gegenstand heutiger Forschungsarbeiten.

3.4.1 Metallurgie

Bei NiTi handelt es sich um eine geordnete intermetallische Verbindung. Aus dem Phasendiagramm folgt, daß die NiTi-Verbindung bis zur Raumtemperatur als stabile Phase existiert. Allerdings ist der stöchiometrische Bereich bei tiefen Temperaturen sehr schmal. Die Breite der B2-Phasenregion liegt unterhalb 923 K zwischen 50,0 und 50,5 At.-% Ni [139]. Aus diesem Grund enthalten die Legierungen oftmals Ausscheidungen einer zweiten intermetallischen Phase, wie z.B. Ti_3Ni_4 oder $TiNi_3$. Die Anwesenheit von Sauerstoff führt darüber hinaus zu Ti-reichen Oxidverbindungen, wie z.B. Ti_4Ni_2O , die den Ti-Gehalt in der Matrix absenken und den stöchiometrischen Bereich noch reduzieren [177].

Zwischen Ni-reichen und Ti-reichen Legierungen können charakteristische Unterschiede festgestellt werden. Ni-reiche Legierungen zeigen eine starke Abhängigkeit der M_s -Temperatur von der chemischen Zusammensetzung. Zur Einhaltung einer Temperaturabweichung unter 2 K ist beim Schmelzen eine präzise Kontrolle des Ni-Gehalts von mindestens 0,05 At.-% erforderlich. Bei Ti-reichen Legierungen ist diese Abhängigkeit wesentlich geringer, da die Bildung Ti-reicher Ausscheidungen für eine nahezu ungeänderte

Matrixzusammensetzung sorgt. Die M_s -Temperatur liegt bei Ni-reichen Legierungen unterhalb der Raumtemperatur. Maximale M_s -Temperaturen zwischen 90 und 100 °C werden bei einer Ni-Konzentration unter 49,5 At.-% erreicht.

Bei einem Ni-Gehalt über 50,5 At.-% neigen die Legierungen zu pseudoelastischem Verhalten, wobei der pseudoelastische Temperaturbereich sich bei vollständig ausgeheilten Legierungen mit zunehmendem Ni-Gehalt zu niedrigeren Temperaturen verschiebt. Bei Temperaturen ab 300 °C können sich Ti_3Ni_4 -Ausscheidungen bilden, die zu einer Absenkung des Ni-Gehalts der Matrix und damit zu einem Anstieg des pseudoelastischen Temperaturbereichs führen.

Legierungen mit einem Ni-Gehalt unter 50,5 At.-% sind dagegen unempfindlich hinsichtlich Wärmebehandlung unterhalb der Rekristallisationstemperatur von ca. 550 °C, da in diesem Fall keine Ti_3Ni_4 -Ausscheidungen entstehen. Dagegen werden ihre Eigenschaften stark durch thermomechanische Behandlung (Kaltverformung und nachfolgende Wärmebehandlung unterhalb der Rekristallisationstemperatur) beeinflusst. Man geht davon aus, daß die durch Kaltverformung erzeugten Versetzungen sich durch Wärmebehandlung zu Zellen umorientieren und dadurch versetzungsarme Zonen entstehen, in denen Bewegungen der Zwillingsgrenzen möglich sind. So wird durch Zellenbildung eine Verfestigung des Materials erreicht und die Neigung zu plastischer Deformation unterdrückt. Der Grad der Kaltverformung als auch die Temperatur der Wärmebehandlung beeinflussen die plastische Deformationsgrenze und die erzielbare reversible Dehnung in gegensätzlicher Weise und sind daher sorgfältig zu wählen, um die gewünschten Materialeigenschaften zu erzielen. Durch thermomechanische Behandlung von polykristallinem NiTi kann eine reversible Dehnung von 7 bis 8 % erreicht werden [154]. Oberhalb der Rekristallisationstemperatur wird die durch Kaltverformung erzeugte Versetzungsdichte wieder abgebaut, was zu einer Verschlechterung der Formgedächtniseigenschaften führt.

Untersuchungen zum Einfluß der Korngröße in polykristallinen FGL auf die Formgedächtniseigenschaften ergeben mit abnehmender Korngröße ebenfalls eine Erhöhung der reversiblen Dehnung [178]. Diese Eigenschaft läßt sich insbesondere bei gesputterten Dünnschichten vorteilhaft nutzen.

3.4.2 Phasenumwandlungen

Ti-reiche und vollständig wärmebehandelte äquiatomare Legierungen zeigen eine einstufige martensitische Umwandlung von der B2-Phase direkt zur monoklinen B19'-Phase. Dagegen wird in Ni-reichen Legierungen und thermomechanisch behandelten äquiatomaren Legierungen eine zweistufige Umwandlung mit der Abfolge

B2-Phase → R-Phase → B19'-Phase

beobachtet. Bei der R-Phase handelt es sich um die sogenannte rhomboedrische Phase, die eine trigonale Kristallstruktur besitzt und aus der B2-Phase durch Gitterdeformation in [111]-Richtung hervorgeht [140]. In [111]-Richtung wird eine maximale reversible Gitterdehnung von ca. 1 % erzielt. In polykristallinen Materialien sind maximale reversible Gitterdehnungen zwischen 0,5 und 0,8 % möglich. Das Auftreten der R-Phase zeigt sich beispielsweise in zusätzlichen Röntgenreflexen bei den $1/3$ -Positionen des reziproken Gitters [179], die ursprünglich als prämartensitische Phänomene gedeutet wurden.

Abb. 3.13 zeigt die Umwandlungssequenz einer Biegebalkenprobe aus thermomechanisch behandeltem äquiatomarem NiTi in mechanischer Auslenkung und im elektrischen Widerstand. Die Auslenkung wurde bei konstanter Belastung aufgezeichnet.

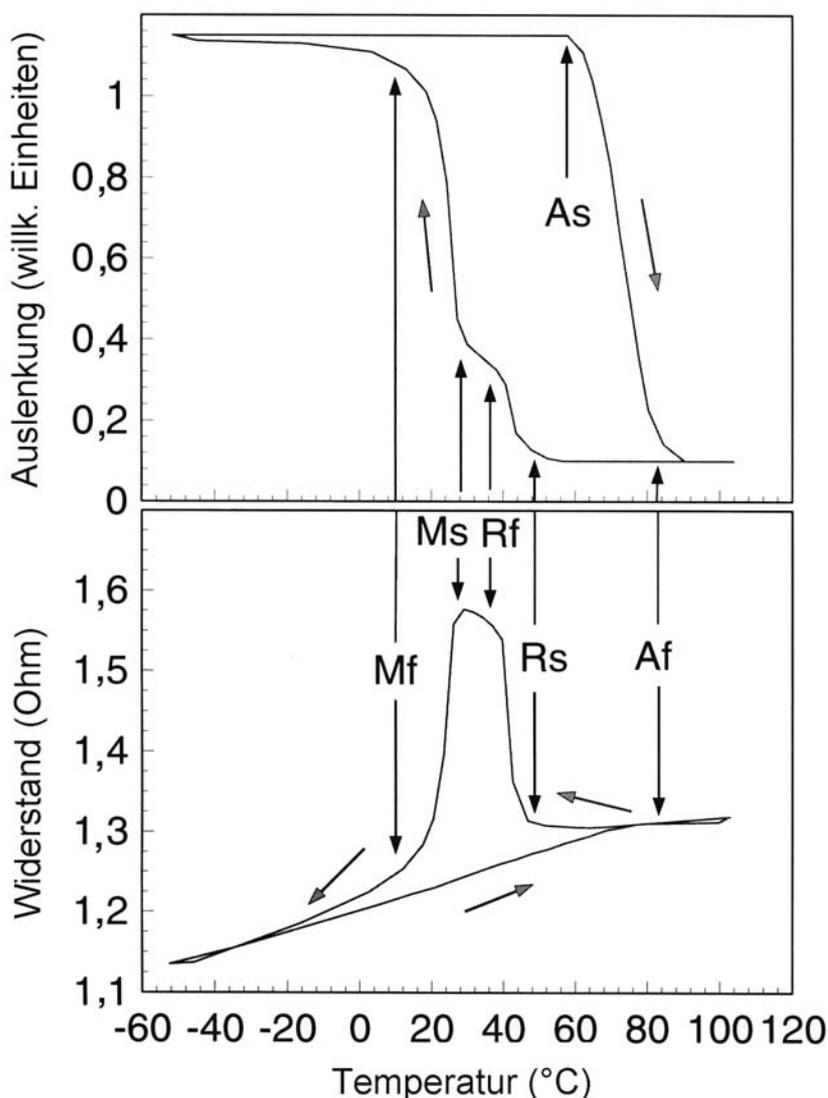


Abb. 3.13: Auslenkung und elektrischer Widerstand einer NiTi-Biegebalkenprobe mit einem Ti-Gehalt von 50 At.-% (Kaltverformung 20%, Wärmebehandlung bei 823 K für 10 min) [180].

Bei Kühlung der Probe beginnt der elektrische Widerstand bei der rhomboedrigen Starttemperatur R_s anzusteigen. Diese Temperatur fällt mit der Starttemperatur der mechanischen Auslenkung des Biegebalkens zusammen. Im Temperaturfenster zwischen der Temperatur R_s und der Endtemperatur R_f koexistieren die beiden Phasen B2 und R. Die Temperatur, bei der der elektrische Widerstand abnimmt, fällt mit einem zweiten steilen Anstieg der Balkenauslenkung zusammen. Hier wird die M_s -Temperatur erreicht, bei der die R \rightarrow B19'-Umwandlung beginnt. Unterhalb der M_s -Temperatur koexistieren die R- und B19'-Phase bis die M_f -Temperatur erreicht wird. Beim Erwärmen erfolgt nur eine einstufige Umwandlung von der B19'-Phase direkt in die B2-Phase.

Zum Vergleich ist in Abb. 3.14 das Ergebnis einer kalorimetrischen Messung mit dem DSC-Verfahren (Differential Scanning Calorimetry) dargestellt. Hier treten die gleichen Phasenübergänge auf. Allerdings sind die Übergangstemperaturen gegenüber den Biegebalkenmessungen zu etwas geringeren Werten verschoben, da hier keine externe Belastung anliegt. Wird die Abkühlung zwischen den Temperaturen M_s und M_f unterbrochen und nachfolgend erwärmt, so wird auch beim Erwärmen eine zweistufige Umwandlung beobachtet. Zyklert man die Temperatur ausgehend von der B2-Phase nur bis zur M_s -Temperatur, so wird nur die einstufige R-Phasen-Umwandlung beobachtet.

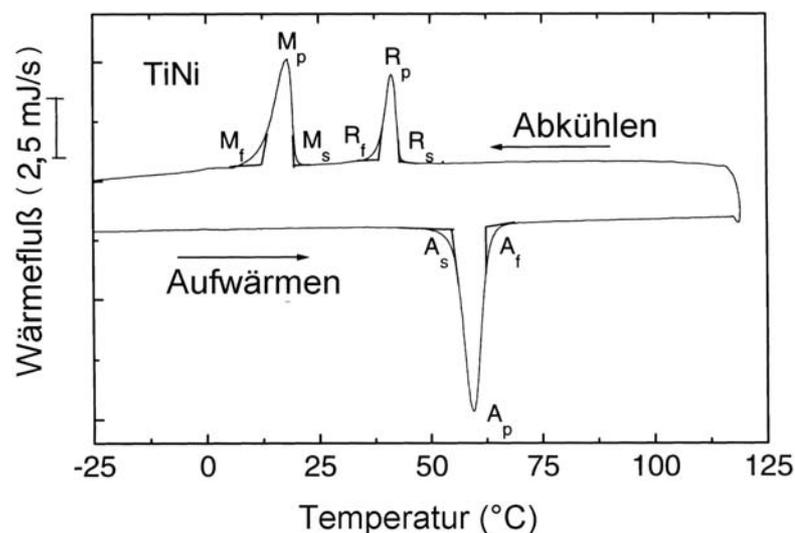


Abb. 3.14: DSC-Messung an einer NiTi-Legierung mit einem Ti-Gehalt von 50 At.-% (Kaltverformung 20%, Wärmebehandlung bei 823 K für 10 min) [181].

Abb. 3.15 zeigt als Beispiel das mechanische und elektrische Verhalten eines Biegebalkens bei elektrischer Ansteuerung oberhalb der M_s -Temperatur.

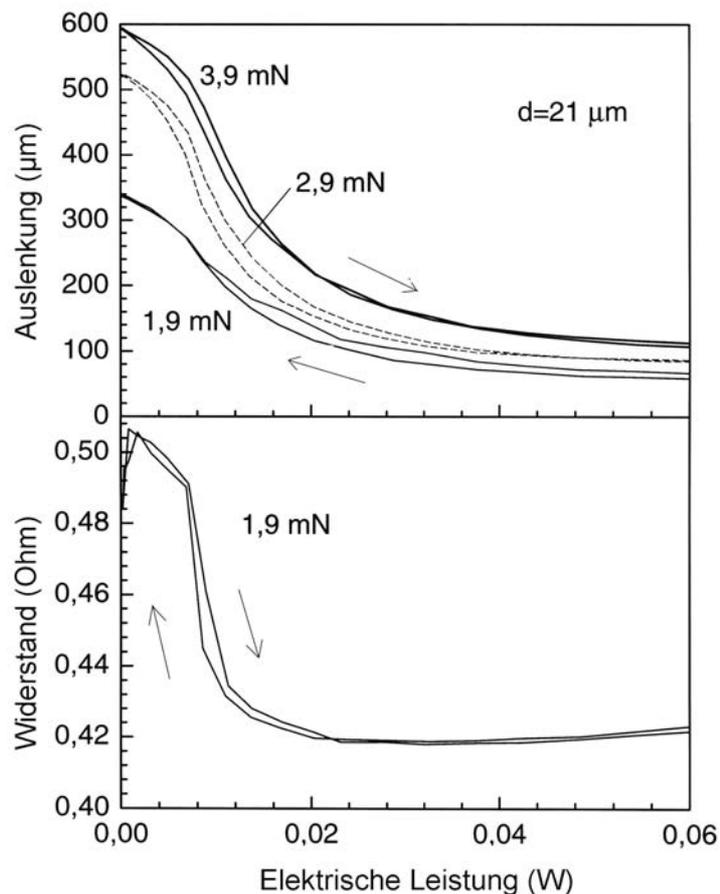


Abb. 3.15: Auslenkung und elektrischer Widerstand einer NiTi-Biegebalkenprobe mit einem Ti-Gehalt von 50,3 At.-% (Kaltverformung 30%, Wärmebehandlung bei 673 K für 1 h) [182].

Es treten schmale Hysteresebreiten auf, die einer Temperaturdifferenz von ca. 1 K entsprechen. Dieses Verhalten resultiert aus der geringen Umwandlungsdehnung von maximal 0,8 % [140]. Neben dem thermisch induzierten Formgedächtniseffekt wird in Verbindung mit der R-Phasenumwandlung ebenfalls pseudoelastisches Verhalten beobachtet [140]. Obwohl die reversible Umwandlungsdehnung unter 1% liegt, kann die R-Phasenumwandlung sehr nützlich für Aktoranwendungen sein. Sie zeigt ein sprunghaftes thermisches Antwortverhalten. Durch die geringe Hysterese kann ohne aufwendige Regelung eine hohe Präzision bei der Positionierung von Stellgliedern erzielt werden. Darüber hinaus ist der Formgedächtniseffekt über viele Umwandlungszyklen stabil, siehe Kapitel 3.4.3.4.

3.4.3 Mechanisches Verhalten

Das mechanische Verhalten einer FGL hängt von der Art der thermomechanischen Belastung ab. Materialuntersuchungen werden in der Regel in einem der beiden Grenzfälle konstanter Temperatur oder konstanter Kraft durchgeführt. Reale Lastfälle in der Mikroaktorkik zeichnen sich im allgemeinen durch eine Kombination von Spannungs- und Temperaturbelastung aus.

3.4.3.1 Verhalten bei konstanter Temperatur

Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kennlinien hängt von der Temperatur im Material ab. Eine Übersicht über typische Spannungs-Dehnungs-Kennlinien gibt Abb. 3.16 [140].

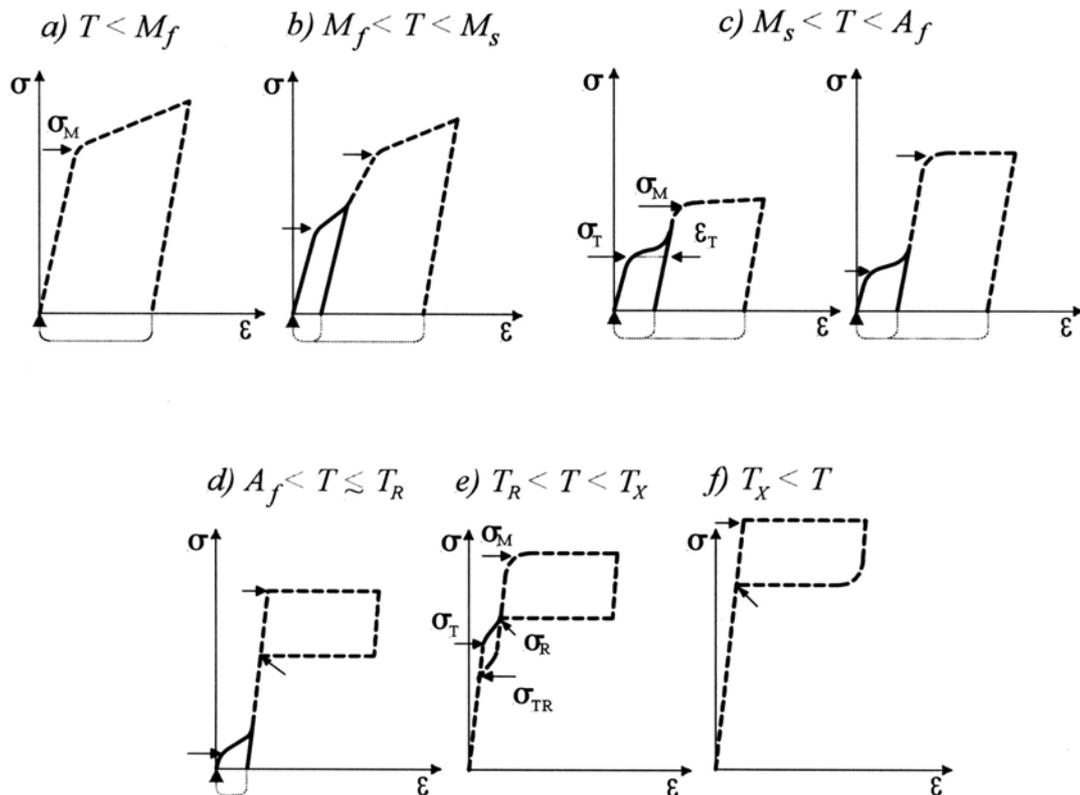


Abb. 3.16: Klassifikation von isothermen Spannungs-Dehnungs-Kennlinien einer NiTi-Legierung, die einen R-Phasen- und einen martensitischen Phasenübergang zeigt [140].

Bei Auftreten einer R-Phasen- und einer martensitischen Phasenumwandlung können insgesamt 6 Temperaturbereiche unterschieden werden:

- (a) $T < M_f$: Einstufiger Übergang, der mit Martensit-Variantenkoaleszenz verbunden ist.
- (b) $M_f < T < M_s$: Zweistufiger Übergang, bedingt durch Koexistenz von R-Phase und Martensit. Jede Stufe ist mit Variantenkoaleszenz von R-Phasen- und Martensitvarianten verbunden.
- (c) $M_s < T < A_f$: Die Deformation beginnt zunächst durch Variantenkoaleszenz von R-Phasen-Varianten, bei weiterer Belastung entsteht spannungsinduzierter Martensit.
- (d) $A_f < T < T_R$: Pseudoelastischer Bereich, bedingt durch martensitische Umwandlung. Ein Teil der Deformation ist jedoch noch durch Variantenkoaleszenz von R-Phasen-Varianten

hervorgerufen. Mit T_R wird hier die Endtemperatur der R-Phasen-Rückumwandlung bezeichnet.

- (e) $T_R < T < T_X$: Zweistufige Pseudoelastizität, bedingt durch R-Phasen- und martensitische Umwandlung. Da die kritische Spannung zur Erzeugung von R-Phase steiler mit der Temperatur ansteigt als im Fall der martensitischen Phase, kreuzen sich die kritischen Spannungen bei der Temperatur T_X .
- (f) $T > T_X$: Einstufige Pseudoelastizität, bedingt durch martensitische Umwandlung, da die kritische Spannung für die R-Phasenumwandlung zu hoch ist.

Eine Änderung der Belastungsart (Zug, Biegung, Torsion, Druck) führt innerhalb der Temperaturbereiche zu einem unterschiedlich steilen Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kennlinien und zu verschiedenen Hysteresebreiten.

3.4.3.2 Verhalten bei konstanter Kraft

Abb. 3.17 zeigt eine Serie von Auslenkungs-Temperatur-Kennlinien, die im Biegeversuch an einer Balkenprobe aus thermomechanisch behandeltem NiTi mit einem Ti-Anteil von 50,3 At.-% für verschiedene Lasten aufgenommen wurden [183].

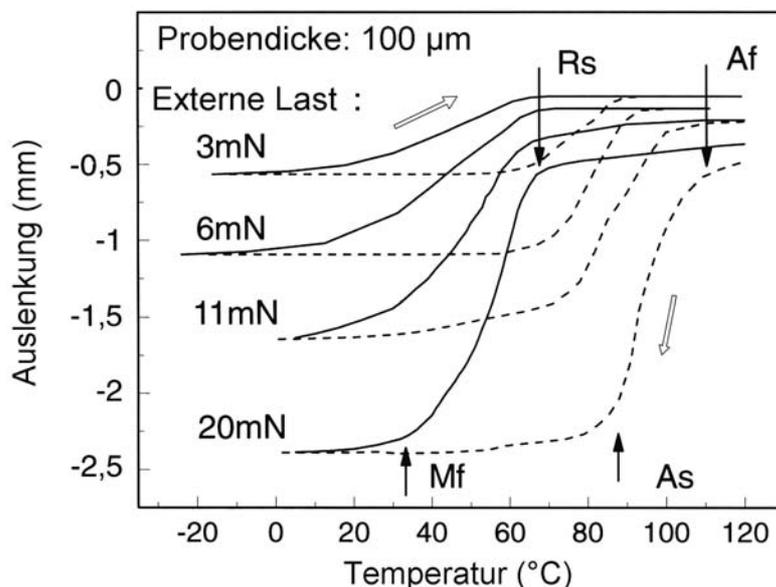


Abb. 3.17: Auslenkungs-Temperatur-Kennlinien einer NiTi-Biegebalkenprobe mit einem Ti-Gehalt von 50,3 At.-% (Kaltverformung 30%, Wärmebehandlung bei 673 K für 1 h) [183].

Beim Kühlen wandelt sich das Material zunächst in die R-Phase um, die in den Auslenkungsmessungen nicht aufgelöst ist, deren Existenz aber aus Widerstandskennlinien folgt. Beim Heizen erfolgt eine direkte $B2 \rightarrow B19'$ -Umwandlung.

Mit zunehmender Last nehmen die Umwandlungstemperaturen als Folge der eingebrachten mechanischen Spannung zu. Die Balkenbiegung wird im wesentlichen durch die maximale mechanische Spannung an der Balkeneinspannstelle bestimmt. Daher kann die Temperaturverschiebung in guter Näherung auf die maximale mechanische Spannung an der Balkeneinspannstelle zurückgeführt werden [183]. Der Zusammenhang zwischen maximaler mechanischer Spannung und den Umwandlungstemperaturen ist in Abb. 3.18 dargestellt.

Für die Umwandlungstemperaturen ergibt sich ein linearer Zusammenhang, wie er von der Clausius-Clapeyron-Gleichung, Gleichung 3.9, vorhergesagt wird. Während für die martensitischen Umwandlungstemperaturen M_f , A_s und A_f typische Spannungsraten zwischen 4 und 6 MPa/K ermittelt werden, liegt die Spannungsrate der R_s -Temperatur bei ca. 20 MPa/K. Die geringere Spannungsabhängigkeit der R_s -Temperatur folgt aus der geringeren Umwandlungsdehnung der B2→R-Umwandlung [140].

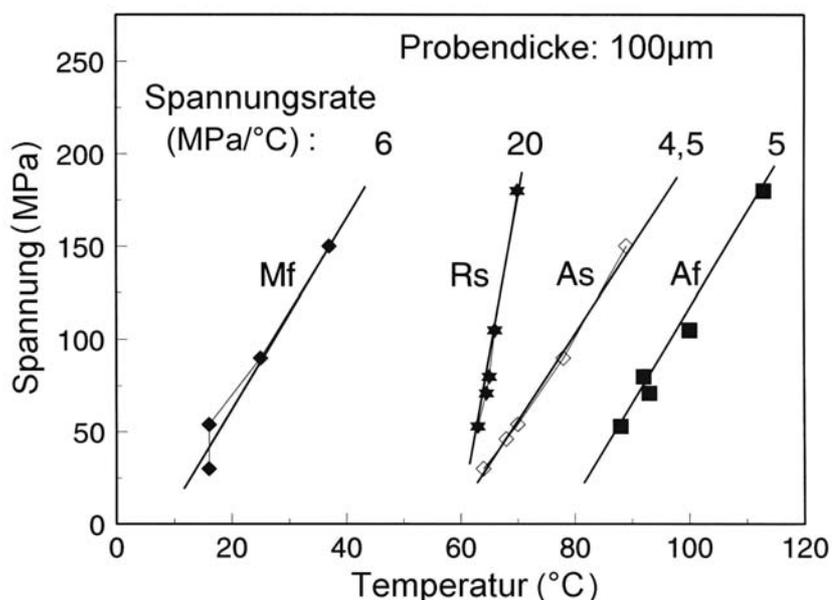


Abb. 3.18: Spannungsraten der aus Abb. 3.17 bestimmten Umwandlungstemperaturen [183].

3.4.3.3 Orientierungsabhängigkeit

Polykristallines Material weist statistisch verteilte Körner auf, die zu isotropen Formgedächtniseigenschaften führen. Durch Kaltwalzen wird dem Material jedoch eine Vorzugsorientierung eingeprägt, die durch Begünstigung von Gleitebenen bei der plastischen Umformung der Folien entsteht. Die daraus resultierenden Anisotropieeffekte sind für die Auslegung von FGL-Mikroaktoren wichtig und wurden daher systematisch untersucht [19,182,184-187]. Abb. 3.19 zeigt das Ergebnis von Zugversuchen an gewalzten NiTi-Folien mit Zugrichtung senkrecht und parallel zur Walzrichtung [184].

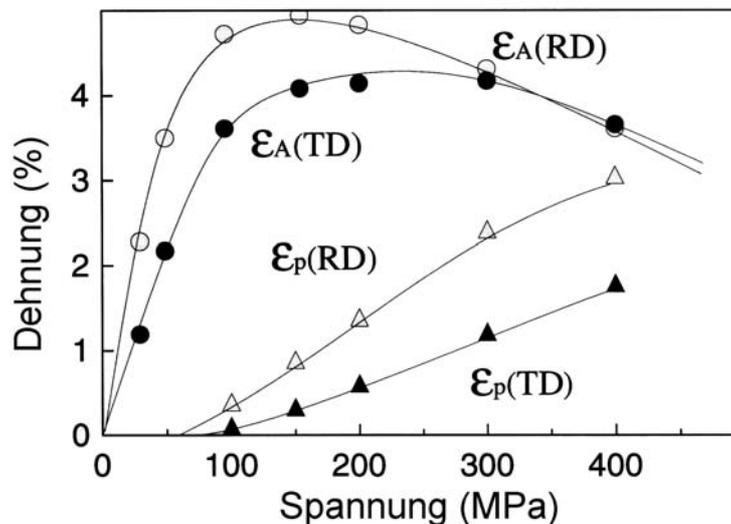


Abb. 3.19: Maximale reversible Dehnung ϵ_A und verbleibende plastische Dehnung ϵ_p einer gewalzten NiTi-Folie mit einem Ti-Gehalt von 50 At.-% (Kaltverformung 20%, Wärmebehandlung 823 K für 10 min) bei Belastung senkrecht (TD) und parallel (RD) zur Walzrichtung [184].

Die maximale reversible Dehnung ϵ_A bei der Rückumwandlung zu Austenit zeigt zunächst eine lineare Zunahme als Funktion der Spannung und erreicht ein orientierungsabhängiges Maximum von ca. 5 % bei Zugrichtung in Walzrichtung und ca. 4,1 % bei Zugrichtung senkrecht zur Walzrichtung. Dies entspricht einer maximalen Anisotropie von 20 %. Die höhere Dehnung in Walzrichtung kann auf eine bevorzugte Orientierung in [011]- und [111]-Richtung zurückgeführt werden [185]. Die kritische Spannung für plastische Dehnung liegt bei Zugrichtung senkrecht zur Walzrichtung bei ca. 90 MPa bzw. bei ca. 60 MPa bei Zugrichtung parallel zur Walzrichtung.

3.4.3.4 Ermüdungsverhalten

Die Abhängigkeit der erzielbaren reversiblen Dehnung von der maximalen Spannung, der maximalen Dehnung und der Anzahl der Umwandlungszyklen ist für Aussagen zur Lebensdauer von FGL-Mikroaktoren von hohem Interesse. Wie in Kapitel 3.2 erläutert, wird die erzielbare reversible Dehnung bei einem bestimmten Legierungssystem und einem bestimmten Umwandlungstyp von der Gitterstruktur einschließlich der Gitterdefekte bestimmt.

In Tabelle 3.4 ist die empirisch ermittelte Anzahl an reversiblen Zyklen der Martensit-Austenit-Umwandlung in Abhängigkeit der maximalen Spannung und Dehnung thermomechanisch behandelte polykristalliner NiTi-Legierungen zusammengestellt [188]. Bei Nutzung der maximal möglichen Dehnung im martensitischen Zustand von 7-8 % kann

der Umwandlungszyklus im optimalen Fall einmal reversibel durchlaufen werden. Das Gleiche gilt bei maximaler Spannungsbelastung von ca. 500 MPa. Ein wiederholtes Zyklieren von Spannung oder Temperatur führt in diesem Fall zu irreversiblen Dehnungen. Die von der Anwendung vorgegebene maximale reversible Zyklenzahl bestimmt daher die technisch mögliche Belastungsgrenze. Daher liegt der technisch nutzbare Dehnungs- bzw. Spannungsbereich bei den meisten Anwendungen deutlich unterhalb 8 % bzw. 500 MPa.

Zyklen	Maximale Dehnung	Maximale Spannung
1	8%	500 MPa
100	4%	275 MPa
10000	2%	140 MPa
>100000	1%	70 MPa

Tabelle 3.4: Erzielbare Anzahl an reversiblen Umwandlungszyklen in Abhängigkeit von maximaler Dehnung und Spannung [188].

Die Angaben in Tabelle 3.4 sind als grobe Richtgröße für die Anwendung thermomechanisch behandelte NiTi-Legierungen in Mikroaktoren anzusehen. Detaillierte Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von NiTi sind in der Literatur ausführlich beschrieben [139,189].

Wenn die Arbeitserzeugung auf einer R-Phasenumwandlung beruht, so ist die nutzbare Dehnung auf maximal 0,8 % begrenzt [140]. Allerdings werden hier auch bei hohen Zyklenzahlen über 10^6 noch keine Ermüdungseffekte beobachtet.

3.4.4 Ternäre Legierungen auf der Basis von NiTi

Das Zulegieren weiterer Elemente zum NiTi-Legierungssystem erlaubt die Beeinflussung verschiedener Materialeigenschaften, wie z.B. Umwandlungstemperaturen, Hysteresebreiten, die Materialhärte oder eine Unterdrückung der R-Phasenumwandlung. Von besonderem Interesse für die in den Kapiteln 5 und 6 beschriebenen Mikroaktoren sind NiTiCu- und NiTiPd-Legierungen.

3.4.4.1 NiTiCu-Legierungen

Die Materialeigenschaften von NiTiCu-Legierungen wurden in zahlreichen Arbeiten untersucht, siehe z.B. [139,190]. In NiTi-Legierungen können die Ni-Atome bis zu ca. 30 At.-% durch Cu-Atome ersetzt werden, ohne die austenitische Hochtemperaturphase zu ändern. Reines CuTi besitzt jedoch eine tetragonale Struktur. Dies führt dazu, daß bei Cu-

Konzentrationen oberhalb 30 At.-% ein Phasengemisch von kubischer und tetragonaler Phase auftritt. Die martensitische Tieftemperaturphase geht ab einer Cu-Konzentration von 10-15 At.-% von einer monoklinen (B19') in eine orthorhombische Struktur (B19) über, ohne daß sich die Formgedächtniseigenschaften dabei grundlegend ändern.

Abb. 3.20 zeigt als Beispiel das Umwandlungsverhalten einer NiTiCu-Biegebalkenprobe der Dicke 100 µm im elektrischen Widerstand und in mechanischer Auslenkung [191]. Der Cu-Anteil der Probe beträgt 5,9 At.-%. Die Auslenkung wurde bei konstanter Belastung bestimmt. Es wird eine einstufige Umwandlung aufgelöst. Die Umwandlung erfolgt oberhalb Raumtemperatur mit einer typischen Hysteresebreite unter 20 K.

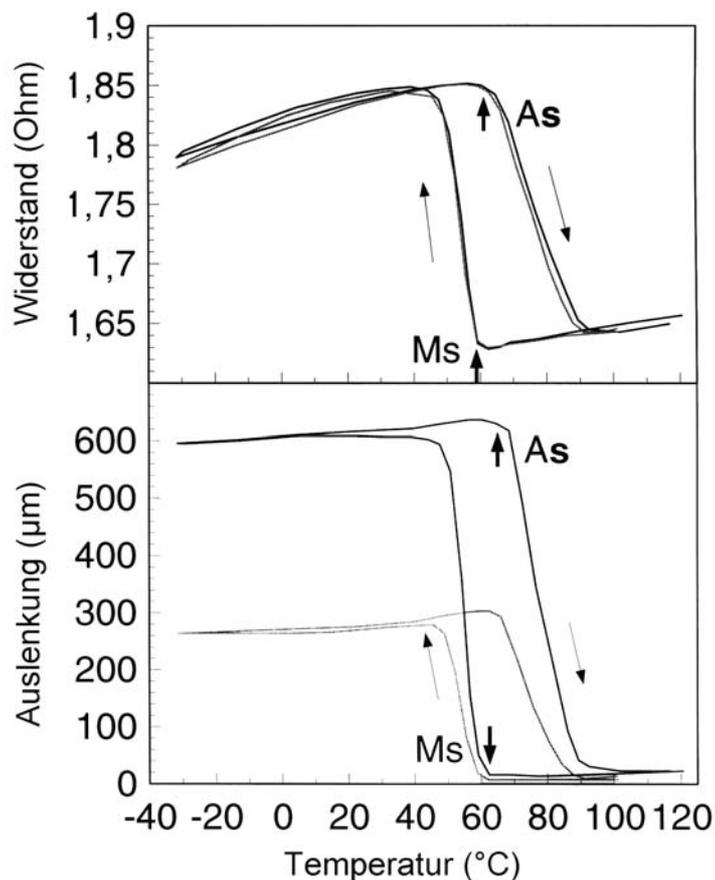


Abb. 3.20: Elektrischer Widerstand und Auslenkung einer Biegebalkenprobe aus NiTiCu mit einem Cu-Anteil von 5,9 At.-% (Kaltverformung 25%, Wärmebehandlung 803 K für 15 min) [191].

Die wichtigsten, im Cu-Konzentrationsbereich unterhalb von 30 At.-% beobachteten Materialeigenschaften lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Bei einem Cu-Gehalt unter 5 At.-% tritt eine zweistufige Umwandlung über die R-Phase auf: B2→R→B19'.

- Im Cu-Konzentrationsbereich zwischen 5 und 15 At.-% erfolgt die Phasenumwandlung in der zweistufigen Abfolge $B2 \rightarrow B19 \rightarrow B19'$. Oberhalb 15 At.-% findet nur eine einstufige Umwandlung in die orthorhombische Struktur statt: $B2 \rightarrow B19$.
- Die Hysteresebreiten sind in NiTiCu-Legierungen deutlich kleiner als in NiTi-Legierungen. Bereits bei einem Cu-Anteil von 5 At.-% reduziert sich die Hysteresebreite von ca. 30 K auf ca. 15 K. Eine weitere Erhöhung auf 25 At.-% führt zu einer weiteren geringfügigen Abnahme auf ca. 10 K. Die Bedeutung für Aktoranwendungen liegt z.B. in schnelleren Antwortzeiten und in einem geringeren Regelungsaufwand von Stellgliedern.
- Eng verbunden mit dem Auftreten geringerer Hysteresebreiten ist die Abnahme der Elastizitätsgrenze der martensitischen Tieftemperaturphase. Wie in Kapitel 3.2.2 beschrieben, wird die Elastizitätsgrenze im martensitischen Zustand durch die Beweglichkeit der Zwillingsgrenzen bestimmt. Bei einem Cu-Anteil von 10 At.-% erfolgt eine Abnahme auf ungefähr die Hälfte des Wertes von NiTi. In Aktoranwendungen mit Rückstellfedern ergibt sich dadurch der Vorteil einer geringeren Kraft zur Rückstellung in die martensitische Ausgangsgestalt, wodurch pro Aktorzyklus eine höhere Arbeit verrichtet werden kann.
- Die M_s -Temperatur bleibt unabhängig von der Cu-Konzentration nahezu konstant. Die hohe Empfindlichkeit der M_s -Temperatur auf Änderungen des Ni-Ti-Verhältnisses in binären Legierungen wird durch Zugabe von Cu-Atomen unterdrückt. Dies ermöglicht eine höhere Kontrollierbarkeit und Reproduzierbarkeit der M_s -Temperatur bei der Materialherstellung.
- Die maximale reversible Dehnung nimmt mit zunehmendem Cu-Gehalt ab. Bei einer Belastung von 275 MPa beträgt sie in NiTiCu mit einem Cu-Gehalt von 10 At.-% ca. 3 %, in NiTi dagegen ca. 4,8 %.
- Oberhalb einem Cu-Anteil von 10 At.-% wird eine Zunahme der Sprödigkeit beobachtet.
- Bei NiTiCu ist der elektrische Widerstand im martensitischen Zustand höher als im austenitischen Zustand. Bei NiTi ist das Gegenteil der Fall.

3.4.4.2 NiTiPd-Legierungen

NiTiPd-Legierungen [192] haben in den letzten Jahren ein zunehmendes Interesse erfahren. Dies liegt insbesondere an der starken Zunahme der Umwandlungstemperaturen mit zunehmendem Pd-Gehalt, die für Aktoranwendungen besonders interessant ist. So läßt sich die M_s -Temperatur durch Ersetzen von Ni-Atomen durch Pd-Atome von ca. 50 °C bei NiTi bis zu 540 °C bei TiPd verschieben [193]. Bei kleinen Pd-Konzentrationen tritt dabei zunächst eine Absenkung der M_s -Temperatur auf.

Die wichtigsten Materialeigenschaften lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Bei einem Pd-Gehalt unter ca. 25 At.-% tritt eine zweistufige Umwandlung über die R-Phase auf: $B2 \rightarrow R \rightarrow B19'$.
- Oberhalb einem Pd-Gehalt von ca. 25 At.-% findet eine einstufige Umwandlung in die orthorhombische Struktur statt: $B2 \rightarrow B19$.
- Die Hysteresebreiten ändern sich mit zunehmendem Pd-Gehalt nicht wesentlich.
- Die maximale reversible Dehnung nimmt mit zunehmendem Pd-Gehalt ab. Unterhalb einem Pd-Gehalt von 30 At.-% werden maximale reversible Dehnungen von bis zu 4,5 % beobachtet. Oberhalb einem Pd-Gehalt von 45 At.-% liegt die maximale reversible Dehnung unterhalb 1 %.
- NiTiPd-Legierungen zeigen eine erhöhte Sprödigkeit. Dadurch wird die Verformbarkeit, z.B. durch Kaltwalzen, stark beeinträchtigt.

3.4.5 Dünnschichten

FGL-Dünnschichten im Dickenbereich unterhalb 20 μm eignen sich in besonderem Maße zur Herstellung von Mikroaktoren. Die Herstellung von Dünnschichten auf der Basis von NiTi wurde beispielsweise mit Magnetronspütern [14-18], Ionenstrahlspütern [13] und Laserablation [194] durchgeführt. Das bislang am weitesten verbreitete Herstellungsverfahren ist das Magnetronspütern.

3.4.5.1 Binäre NiTi-Legierungen

Die gewünschte chemische Zusammensetzung der Dünnschichten wird beim Magnetronspütern durch Verwendung geeigneter Targets eingestellt. Bei Verwendung von Legierungstargets wird eine Abnahme des Ti-Gehalts und eine Zunahme des Ni-Gehalts in der Kristallmatrix festgestellt, deren Ursache nicht abschließend geklärt ist. Als mögliche Ursache wird Oxidation von Ti während der Abscheidung vermutet. Dieser Effekt kann z.B. durch teilweise Bedeckung des Targets mit reinen Ti-Stücken ausgeglichen werden. Bei Substrattemperaturen unter 200 °C sind die abgeschiedenen Schichten amorph, so daß kein Formgedächtniseffekt beobachtet wird. In diesem Fall ist eine Anlassbehandlung oberhalb der Kristallisationstemperatur von ca. 400 °C erforderlich. Alternativ dazu können kristalline Dünnschichten durch entsprechendes Beheizen des Substrats hergestellt werden.

Die Kristallisation erfolgt durch Keimbildung und Wachstum von Körnern mit B2-Struktur. In Ni-reichen Dünnschichten mit Ni-Gehalt höher als 50,6 At.-% bilden sich dabei Ti_3Ni_4 -Ausscheidungen. Wird die Kristallisation der Dünnschichten in eingerolltem Zustand durchgeführt, so bilden sich, aufgrund des vorliegenden Spannungsfeldes, Ausscheidungen

mit bestimmter Vorzugsorientierung aus. Diese wirken als intrinsische Gegenfeder und rufen dadurch den Allround-Effekt hervor [143]. Bei nahezu äquiatomarer Zusammensetzung mit Ni-Gehalt zwischen 50 und 50,5 At.-% findet keine Ausscheidungsbildung statt. In Ti-reichen Dünnschichten können sich, in Abhängigkeit von den Parametern der Anlassbehandlung, Guinier-Preston-Zonen und Ti_2Ni -Ausscheidungen ausbilden [195].

Die erzielbaren Formgedächtniseigenschaften unterscheiden sich nicht wesentlich von den Eigenschaften schmelzmetallurgisch hergestellter Materialien [16]. Jedoch werden in gesputterten und kristallisierten Dünnschichten, abhängig von Temperatur und Dauer der Wärmebehandlung, wesentlich kleinere Korngrößen gebildet. Dadurch wird die Kristallmatrix hinsichtlich plastischer Deformierbarkeit gestärkt und damit das Formgedächtnisverhalten verbessert. Ein vergleichbarer Effekt wird bei Bildung kohärenter Guinier-Preston-Zonen festgestellt. In diesem Fall können maximale reversible Dehnungen von 5,5 % bei einer mechanischen Spannung von 240 MPa erzielt werden [195]. Die bei schmelzmetallurgisch hergestellten Materialien bewährten thermomechanischen Verfahren zur Stabilisierung der Formgedächtniseffekte lassen sich nicht auf Dünnschichten übertragen. Umgekehrt kann das bei Dünnschichten bewährte Verfahren der Bildung von Guinier-Preston-Zonen nicht auf Kompaktmaterialien angewandt werden, da hierfür ein amorpher Ausgangszustand erforderlich ist [196].

In Abb. 3.21 ist der typische Verlauf von Widerstand und Auslenkung einer Biegebalkenprobe aus einer gesputterten NiTi-Dünnschicht der Dicke 10 μm dargestellt [197]. Oberhalb Raumtemperatur tritt eine R-Phasenumwandlung bei den Übergangstemperaturen R_s / R_f von 324 / 306 K auf, mit einer für R-Phasenumwandlungen charakteristischen Hysteresebreite von ca. 1 K. Diese Eigenschaft ist für Mikroaktor Anwendungen von besonderem Interesse, da das gleiche Umwandlungsverhalten von Auslenkung und Widerstand zu einer linearen Beziehung zwischen Auslenkung und Widerstand führt [198]. Dies ermöglicht eine intelligente Ansteuerung von Bauelementen aus diesem Material durch Nutzung der intrinsischen Sensoreigenschaften [199].

3.4.5.2 NiTiCu-Legierungen

Untersuchungen zum Formgedächtniseffekt in NiTiCu-Dünnschichten zeigen bei einem Cu-Anteil unter 9,5 At.-% eine maximale reversible Dehnung von 3,9 % bei einer mechanischen Spannung von ca. 200 MPa [200]. Bis zu einem Cu-Anteil von 5 At.-% erfolgt die Phasenumwandlung in einstufiger Abfolge $B2 \rightarrow B19'$ und bei 9,5 At.-% in der zweistufigen Abfolge $B2 \rightarrow B19 \rightarrow B19'$. Bei Erhöhung des Cu-Anteils auf 18 At.-% wird wie bei Kompaktmaterialien eine zweistufige Umwandlung $B2 \rightarrow B19$ beobachtet. Dabei nimmt die maximale reversible Dehnung auf 1,1 % ab.

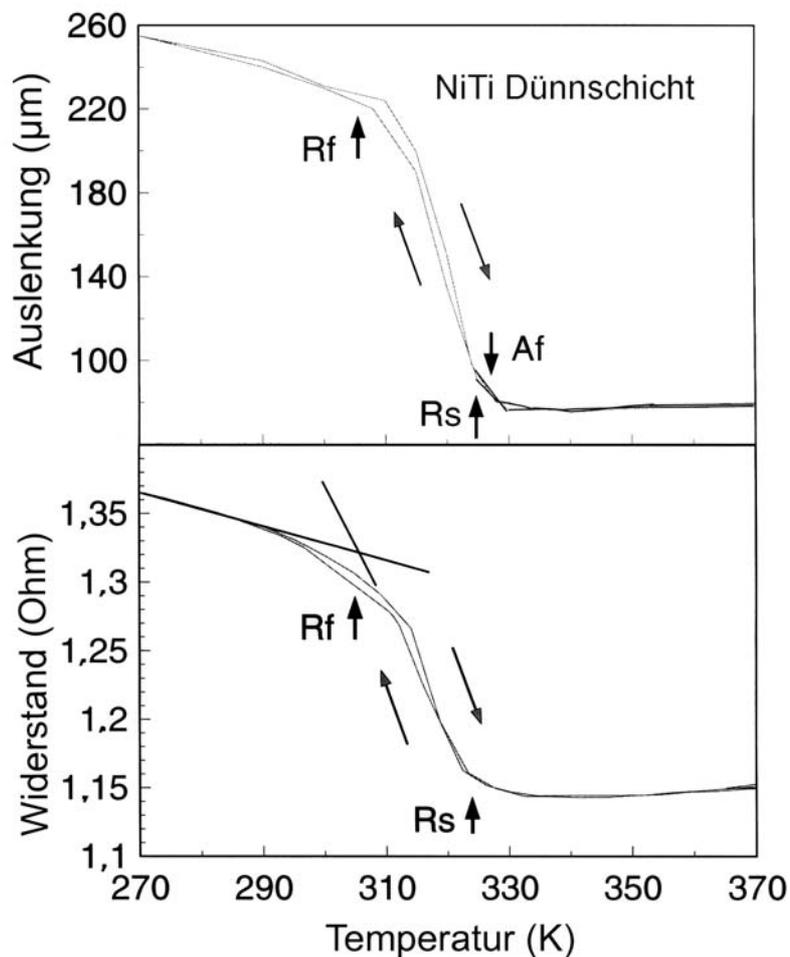


Abb. 3.21: Auslenkung und elektrischer Widerstand einer Biegebalkenprobe aus einer gesputterten NiTi-Dünnschicht (Integrale chemische Zusammensetzung: $\text{Ni}_{48}\text{Ti}_{52}$, Sputterleistung: 300 W, Anlassbehandlung: 843 K – 2,7 ks) [198].

In Ti-reichen NiTiCu-Legierungen können durch Optimierung der Parameter der Anlassbehandlung, wie bei binären NiTi-Dünnschichten, kohärente Guinier-Preston-Zonen gebildet werden, die das Formgedächtnisverhalten verbessern [196]. In diesem Fall wurde in einer NiTiCu-Dünnschicht mit Ti-Anteil von 50,8 At.-% und Cu-Anteil von 6,2 At.-% eine maximale reversible Dehnung von 5,2 % bei einer mechanischen Spannung von 470 MPa erzielt.

Die Hysteresebreiten sinken mit zunehmendem Cu-Anteil von ca. 40 K auf minimal 18 K [196,200,201]. Die minimal erzielbare Hysteresebreite ist damit höher als bei vergleichbaren Kompaktmaterialien [190].

Abb. 3.22 zeigt eine Kennlinie des elektrischen Widerstands einer NiTiCu-Biegebalkenprobe der Dicke 10 µm. Es wird eine einstufige martensitische Umwandlung mit einer

Hysteresebreite von 18 K beobachtet. Die NiTiCu-Dünnschicht dient als Ausgangsmaterial der in Kapitel 5.2.3 vorgestellten Mikroventile.

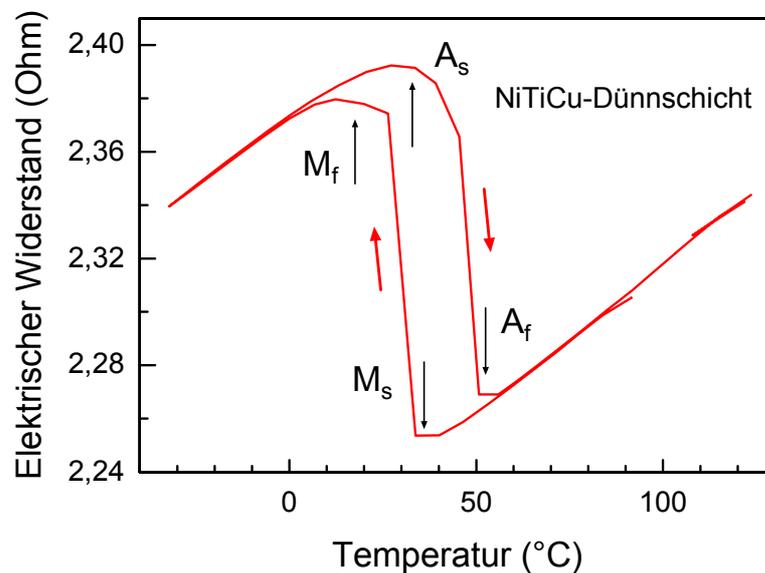


Abb. 3.22: Elektrischer Widerstand einer Biegebalkenprobe aus einer gesputterten NiTiCu-Dünnschicht (Integrale chemische Zusammensetzung: $\text{Ni}_{30}\text{Ti}_{53}\text{Cu}_{15}$, Sputterleistung: 300 W, Anlassbehandlung: 843 K – 2,7 ks).

3.4.5.3 NiTiPd-Legierungen

Bislang wurden nur wenige Untersuchungen zu NiTiPd-Dünnschichten veröffentlicht [202, 203]. Abb. 3.23 zeigt DSC-Kennlinien an gesputterten NiTiPd-Dünnschichten, bei denen der Ni-Anteil zu 20 % und zu 60 % durch Pd ersetzt wurde [202]. Durch Erhöhung des Pd-Anteils nehmen die Umwandlungstemperaturen, wie bei Kompaktmaterialien, stark zu. Bei binären NiPd-Dünnschichten werden schließlich Übergangstemperaturen M_f / A_f von 498 / 570 °C erreicht [202].

Untersuchungen der maximalen reversiblen Dehnung in einer Dünnschicht der chemischen Zusammensetzung $\text{Ni}_{26,4}\text{Ti}_{51,8}\text{Pd}_{21,8}$ ergeben 1,5 % bei einer Spannung von 150 MPa [203]. Die maximale Formgedächtnisänderung beträgt in diesem Fall ca. 2 %.

Abb. 3.24 zeigt Auslenkungs- und elektrische Widerstandskennlinien einer Biegebalkenprobe aus einer gesputterten NiTiPd-Dünnschicht [204]. Es wird eine martensitische Umwandlung mit einer Hysteresebreite von ca. 30 K beobachtet. Die Umwandlungstemperaturen M_f / A_f liegen bei 333 / 405 K. Diese Werte hängen sowohl von der chemischen Zusammensetzung der Dünnschichten als auch von der Temperatur der Anlassbehandlung ab, da sich bei der Kristallisation Ti_2Pd -Ausscheidungen bilden, die den effektiven Ti-Gehalt der Matrix reduzieren und unter bestimmten Bedingungen intrinsische mechanische Spannungsfelder verändern [205,206].

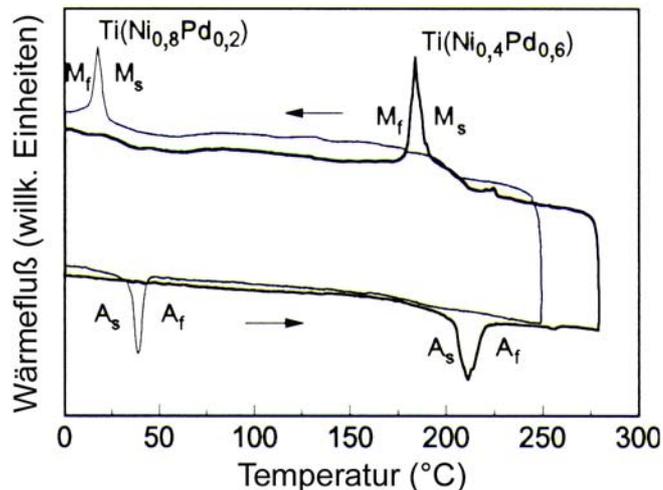


Abb. 3.23: DSC-Kennlinien von gesputterten NiTiPd-Dünnschichten mit unterschiedlichen Pd-Konzentrationen. (Sputterleistung: 300 W, Anlassbehandlung: 1023 K – 3,6 ks) [202].

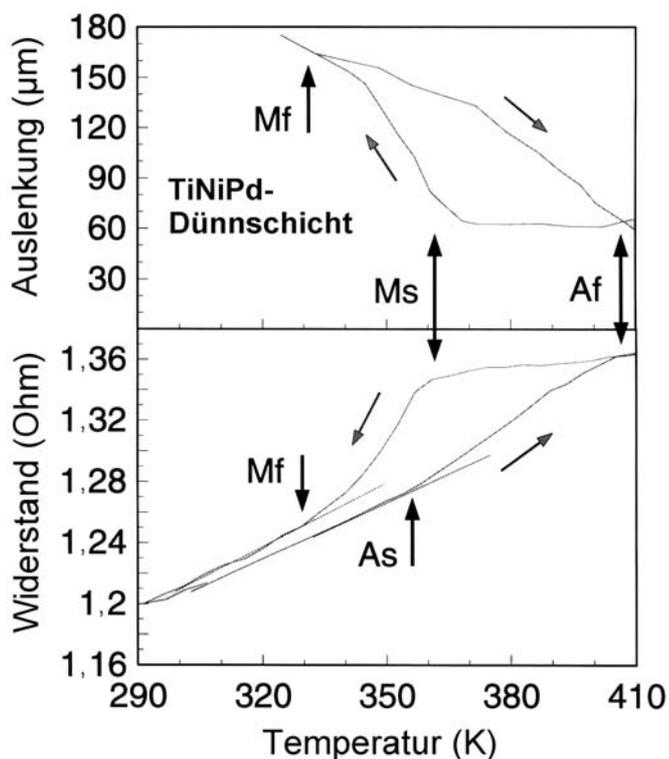


Abb. 3.24: Auslenkung und elektrischer Widerstand einer Biegebalkenprobe aus einer gesputterten NiTiPd-Dünnschicht (Integrale chemische Zusammensetzung: Ni₂₀Ti₅₂Pd₂₈, Sputterleistung: 300 W, Anlassbehandlung: 843 K – 2,7 ks) [204].

3.5 Entwicklungstrends

NiTi-Legierungen zeigen neben hervorragenden Formgedächtniseigenschaften viele weitere, für Anwendungen attraktive Eigenschaften, wie z.B. hohe Festigkeit, gute Verformbarkeit, große Korrosionsbeständigkeit und hohe Biokompatibilität. Daher wurden eine ganze Reihe von Herstellungsverfahren entwickelt, um die für Anwendungen geeigneten Halbzeuge bereitzustellen, z.B. Walzen, Ziehen, Sputtern, Schmelzspinnen und Sintern. Andere FGL-Materialien, z.B. auf der Basis von Cu oder Fe, besitzen aus heutiger Sicht ein geringeres Anwendungspotential.

Ausgangsmaterialien zur Herstellung von Mikroaktoren sind insbesondere dünne Folien und Schichten, um die in der Mikroelektronik bewährten Planartechnologien einsetzen zu können. Aus diesem Grund werden weltweit große Anstrengungen unternommen, planare Ausgangsmaterialien mit definierten mechanischen und thermischen Eigenschaften zu erzeugen. Wichtige Entwicklungsziele in diesem Zusammenhang sind:

- Einstellung der Umwandlungstemperaturen: Der Einsatzbereich der FGL-Materialien wird durch die verfügbaren Umwandlungstemperaturen begrenzt. Zur Steigerung des Anwendungspotentials sind insbesondere FGL-Materialien mit hohen Umwandlungstemperaturen zu entwickeln. Vielversprechende Ansätze stellen z.B. Dünnschichten und Folien aus NiTiPd oder NiTiHf dar.
- Einstellung der Umwandlungshysterese: Je nach Anwendung ist ein bestimmter Hystereseverlauf bei der Phasenumwandlung einzustellen. Dies ist in begrenztem Umfang durch die chemische Zusammensetzung und Anlassbehandlung der FGL-Materialien möglich. Aktuelle Forschungsarbeiten befassen sich in diesem Zusammenhang mit der Entwicklung von Schichtverbunden, um die Umwandlungshysterese durch Kontrolle des mechanischen Spannungszustands über eine Trägerschicht einzustellen. In Verbunden mit Dünnschichten auf der Basis von NiTi wurde gezeigt, daß bei geeigneter Prozessführung die Realisierung einer hysteresefreien Umwandlung möglich ist [206,207].
- Entwicklung geeigneter Opferschichten: Zur Erzeugung beweglicher oder abhebbarer Strukturen sind Opferschichten erforderlich, die bei der Wärmebehandlung der FGL-Schichten stabil und bei der chemischen Strukturierung der FGL-Schichten resistent bleiben.
- FGL-Schichten mit erweiterten Transducer-Eigenschaften: Die Formgedächtnis-Eigenschaften von Materialien auf der Basis von NiTi hängen im wesentlichen von der Temperatur und mechanischen Spannung ab. Durch geeignete Einstellung der chemischen Zusammensetzung ist es möglich, FGL-Schichten mit zusätzlichen Freiheitsgraden (z.B. eine Abhängigkeit von magnetischer oder elektrischer Feldstärke) zu realisieren. Ein aktuelles Beispiel sind FGL-Legierungen auf der Basis von NiMnGa, die sowohl

Formgedächtnis- als auch ferromagnetische und magnetostriktive Eigenschaften zeigen und derzeit in mehreren Arbeitsgruppen intensiv untersucht werden, siehe z.B. [208].

- Entwicklung intelligenter Schichtsysteme: Durch Kombination von Schichten unterschiedlicher Funktionalität (z.B. Aktor, Sensor, Isolator, ...) ist die Realisierung kompakter Systeme zur Erfüllung intelligenter Aufgaben möglich.

Weitergehende Entwicklungen der Mikrosystemtechnik zielen in Richtung von Systemen aus möglichst dreidimensionalen Mikrostrukturen. Insofern könnte die Entwicklung von Schichtsystemen nur ein Zwischenstadium darstellen, bis geeignete, von Planartechnologien abweichende Verfahren zu Verfügung stehen.

4 Formgedächtnis-Aktorik

Die Entwicklung von Aktoren erfordert geeignete Simulations- und Optimierungsverfahren und eine Systematik zum Aktorentwurf. Zur Aktorherstellung werden Technologien ausreichender Präzision und Flexibilität benötigt. Konventionelle Aktoren aus NiTi bestehen in den meisten Fällen, aufgrund der schlechten Zerspanbarkeit des Materials, aus Halbzeugen. In der Mikroaktorik sind dagegen, durch Einsatz von Mikrotechnologien, wesentlich komplexere Strukturen mit nahezu beliebiger lateraler Gestalt möglich. Der Übergang zur FGL-Mikroaktorik bringt dadurch eine Änderung der Vorgehensweise bei der Aktorentwicklung mit sich. Zunächst werden die Aspekte Simulation und Optimierung diskutiert. Nachfolgend wird auf Fragestellungen zum Entwurf von FGL-Mikroaktoren und auf technologische Gesichtspunkte eingegangen.

4.1 Übersicht

Der Einweg-Effekt bildet die Grundlage der FGL-Aktorik. Prinzipiell kann der Effekt zur Erzeugung von Bewegung und / oder Kraft genutzt werden. Die erforderliche Wärmeleistung wird dabei entweder indirekt durch Änderung der Umgebungswärme oder durch direkte elektrische Beheizung des FGL-Bauteils zugeführt. Thermische Aktoren reagieren auf Temperaturänderungen der Umgebung und funktionieren dadurch sowohl als Temperatursensoren als auch als Aktoren. Elektrisch betriebene Aktoren führen dagegen spezifische Funktionen bei Umgebungstemperaturen unterhalb der M_s -Temperatur durch, die über die Heizleistung kontrolliert werden können. Weitere Funktionen von FGL-Bauelementen sind beispielsweise strukturelle oder Rückstellfunktionen. Durch diese Multifunktionalität sind intelligente Lösungen bei extrem kompakten Bauweisen möglich.

Wie in Abb. 4.1 dargestellt, werden die Funktionen von FGL-Aktoren üblicherweise in drei Kategorien eingeteilt, die sich hinsichtlich des Lastfalles unterscheiden [188]:

- (a) Freie Rückumwandlung (free recovery): Ohne äußere Last wandelt sich ein deformiertes FGL-Bauteil bei Erwärmung über seine A_f -Temperatur in seine ursprüngliche Gestalt zurück. Weitere Temperaturänderungen verursachen danach keine makroskopische Gestaltänderung.
- (b) Unterdrückte Rückumwandlung (constrained recovery): Wird ein deformiertes FGL-Bauteil bei Erwärmung über seine A_f -Temperatur an der Gestaltumwandlung gehindert, so übt dieses eine hohe Kraft aus. Dieses Prinzip wird sehr erfolgreich in Befestigungen oder Anschlüssen eingesetzt.
- (c) Arbeitsverrichtung (work production): Überwindet das FGL-Bauteil bei Erwärmung über seine A_f -Temperatur eine äußere Rückstellkraft, so erzeugt es Bewegung und verrichtet

Arbeit. Beim Abkühlen führt die Rückstellkraft zu einer Bewegung in die Ausgangslage, wodurch periodische Aktorzyklen ermöglicht werden.

Abb. 4.1(c) zeigt den Fall der Rückstellung bei konstanter Rückstellkraft, bei dem sich die mechanische Spannung während der Rückstellung nicht verändert. Je nach Wahl des Rückstellmechanismus sind auch andere Trajektorien im Spannungs-Dehnungs-Raum einstellbar. Das Prinzip der Arbeitsverrichtung mit Rückstellmechanismus wird bei den meisten FGL-Aktoren angewandt. Eine Ausnahme stellen FGL-Aktoren mit Zweiweg-Effekt dar, die ohne externe Rückstellung auskommen. Die Einstellung von definiertem Zweiweg-Verhalten ist in Mikrostrukturen jedoch nur schwer realisierbar.

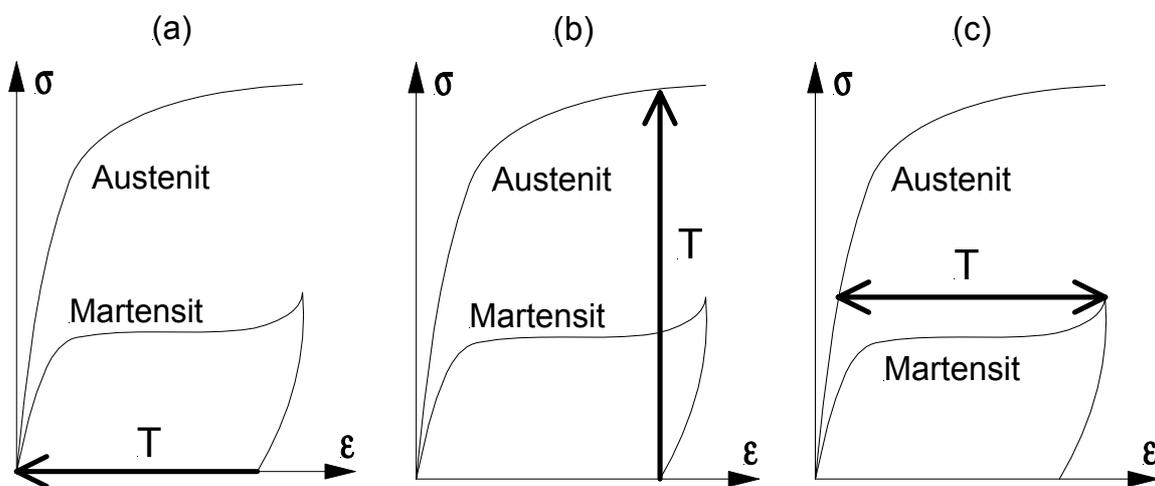


Abb. 4.1: Funktionsmechanismen von FGL-Aktoren im Spannungs-Dehnungs-Diagramm: (a) Freie Rückumwandlung, (b) Unterdrückte Rückumwandlung, (c) Arbeitsverrichtung bei konstanter Rückstellkraft [188].

Abb. 4.2 zeigt verschiedene Rückstellmechanismen in Vorwärts- und Sperrichtung am Beispiel eines FGL-Zugdrahtes. Wie im Fall (a) gezeigt, wird durch ein Gewicht ein konstantes Kraftniveau vorgegeben. Eine andere, weit verbreitete Rückstellvariante stellt die Verwendung einer passiven Gegenfeder dar (b). Die Verwendung eines zweiten FGL-Zugdrahtes mit entgegengesetzter Antriebsrichtung führt zu einem antagonistischen Rückstellprinzip (c). Dabei werden Antrieb und Gegenantrieb wechselseitig angesteuert. Ohne Ansteuerung wirken die Antriebe als Rückstellelement, das im martensitischen Zustand leicht deformierbar ist und dadurch mit geringem Arbeitsaufwand ausgelenkt werden kann. Aus diesem Grund erlaubt der antagonistische Rückstellmechanismus im Vergleich zur Federrückstellung größere Stellwege. Nimmt die Rückstellkraft mit zunehmender Auslenkung ab, so spricht man von Rückstellung in Sperrichtung (reverse biasing). Mögliche Beispiele sind die Verwendung eines Magnetaktors mit entgegengesetzter Krafrichtung oder die Verwendung einer mit dem Stellweg zunehmenden Übersetzung (d).

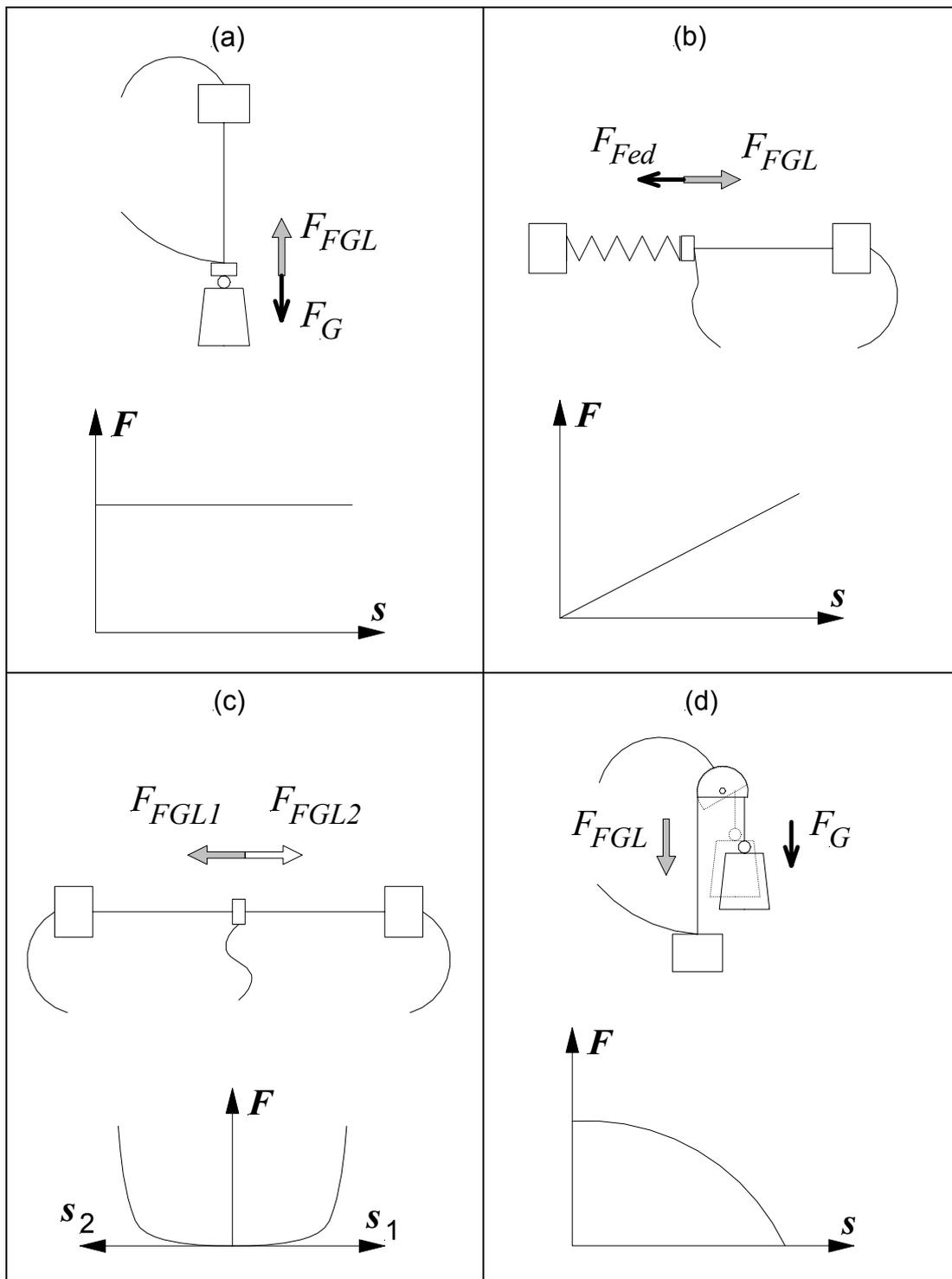


Abb. 4.2: Rückstellmechanismen und zugehörige Kraft-Weg-Kennlinien am Beispiel eines FGL-Zugdrahts.

Da der Rückstellmechanismus den Verlauf der mechanischen Spannung im FGL-Bauelement bestimmt, kann durch Wahl des Rückstellmechanismus der Hystereseverlauf bei der Phasenumwandlung eingestellt werden.

Bei reiner Zug- oder Druckbelastung sind hohe Kräfte, aber relativ kleine Stellwege erzielbar. Größere Wege können bei Torsions- oder Biegebelastung erreicht werden. Allerdings wird in

diesen Fällen das FGL-Material ungleichmäßig beansprucht, so daß nur ein Bruchteil des FGL-Materials überhaupt zum Formgedächtniseffekt beiträgt und die Arbeitsdichte entsprechend sinkt.

In Tabelle 4.1 sind maximal erzielbare Arbeitsdichten und Wirkungsgrade am Beispiel von NiTi-Drähten zusammengestellt [8]. Der niedrige Wirkungsgrad ergibt sich aus der thermodynamisch ineffizienten Wärmeübertragung beim Heizen und Kühlen.

Lastfall	Arbeitsdichte (J/kg)	Wirkungsgrad (%)
Zug	460	1,3
Torsion	80	0,23
Biegung	4,6	0,013

Tabelle 4.1: Maximal erzielbare, auf die Aktormasse normierte Arbeitsdichten und Wirkungsgrade von NiTi-Drähten für verschiedene Lastfälle [8].

Das physikalische Verhalten kann oftmals nicht mehr mit einfachen analytischen Verfahren abgeschätzt werden:

- Durch nahezu beliebige laterale Strukturierbarkeit ist in der Mikrotechnik eine wesentlich größere Formvielfalt als in der konventionellen FGL-Aktorik möglich.
- Mikroaktoren bestehen im allgemeinen aus eng miteinander gekoppelten Funktionseinheiten, die nicht als isoliert betrachtet werden können.
- FGL zeigen ein stark nichtlineares Materialverhalten, Kennlinien-Hysteresen und Ermüdung oberhalb bestimmter Belastungsgrenzen.

Aus diesen Gründen sind zum Entwurf von FGL-Mikroaktoren moderne Verfahren zur Feldsimulation erforderlich. Auf Verfahren zur dreidimensionalen Feldsimulation und zur gekoppelten Mehrebenensimulation von FGL-Mikroaktoren wird nachfolgend eingegangen.

4.2 Simulation

Für technologische Anwendungen ist die Simulation mechanischer, thermischer oder elektrischer Felder in Bauteilen mit beliebiger dreidimensionaler Geometrie von besonderer Bedeutung. Die am weitesten verbreitete Methode zur Feldsimulation ist die Finite-Elemente-Methode (FEM) [209,210]. Ausgangspunkt ist ein physikalisches Problem in einem geometrischen Raum, der in eine endliche Zahl von Elementen unterteilt wird. In jedem Element werden die unbekanntenen Größen (mechanische Spannung, Temperatur, elektrisches Feld, etc.) durch bekannte Funktionen angenähert, die von den geometrischen Punkten

(Knoten) zur Festlegung der Elemente abhängen. Durch Anwendung von Extremalprinzipien oder des Verfahrens von Galerkin erhält man ein lineares Gleichungssystem zur Bestimmung der unbekanntenen Größen an den Knoten. Dabei wird über jedes Element numerisch integriert und die Lösung über den interessierenden Raumbereich summiert. Das lineare Gleichungssystem kann durch Verfahren der linearen Algebra gelöst werden.

Wie in Kapitel 3.3.2 beschrieben, existieren verschiedene Modelle zur Simulation des Formgedächtnisverhaltens. Allerdings sind die Anwendungen, die diese Modelle in ein FEM-Programm implementieren, sehr selten [168,211-214]. Die in [211,214] vorgestellten Modelle sind nur für eindimensionale, das in [168] vorgestellte Modell für zweidimensionale Lastfälle geeignet. Die von Leclercq [213] und Auricchio [212] betrachteten Modelle erlauben zwar dreidimensionale Lastfälle, beschränken sich jedoch auf pseudoelastisches Materialverhalten. Nach Kenntnisstand des Autors existieren bislang keine veröffentlichten Modelle zur FEM-Simulation von FGL-Aktoren, die spannungs- und temperaturabhängige dreidimensionale Lastfälle zulassen.

Aus diesem Grund wird am IMT des Forschungszentrums Karlsruhe ein dreidimensionales mechanisches FEM-Modell für FGL-Aktoren entwickelt [175,215]. Dieses FEM-Modell kann in ein Werkzeug zur gekoppelten Mehrebenensimulation eingebunden werden [216]. Dadurch wird die Simulation des gekoppelten mechanischen, elektrischen und thermischen Verhaltens elektrisch angesteuerter FGL-Aktoren ermöglicht.

4.2.1 Dreidimensionales mechanisches Modell für FGL-Aktoren

Ausgehend von Gleichung 3.16 (Kapitel 3.3.2.4) besteht das Problem der Modellierung des nichtlinearen Materialverhaltens von FGL im martensitischen Zustand darin, einen geeigneten Ausdruck für die Umwandlungsdehnung $\{\varepsilon\}^u$ in Abhängigkeit der Gesamtdehnung $\{\varepsilon\}$ anzugeben. Eine Möglichkeit besteht darin, wie bei der Behandlung des Verhaltens gewöhnlicher plastischer Materialien vorzugehen. Dabei wird im folgenden von isotropen Materialien ausgegangen.

In Abb. 4.3 sind typische Kennlinienverläufe der effektiven Spannung $\bar{\sigma}$ als Funktion der effektiven Dehnung $\bar{\varepsilon}$ und effektiven Umwandlungsdehnung $\bar{\varepsilon}^u$ dargestellt.

Die effektive Spannung $\bar{\sigma}$ ergibt sich aus den kartesischen Spannungskomponenten:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]^{1/2} \quad (4.1)$$

Nach dem von Mises-Kriterium beginnt quasi-plastisches Verhalten bei einem Spannungszustand $\bar{\sigma}$, der durch Überschreiten einer effektiven Grenzspannung $\bar{\sigma}_0$ gekennzeichnet ist. Geht man von isotroper Härtung aus, so wird die Streckgrenze nach Entlastung erst dann wieder erreicht, wenn die effektive Spannung $\bar{\sigma}$ den zuvor erreichten maximalen Wert überschreitet.

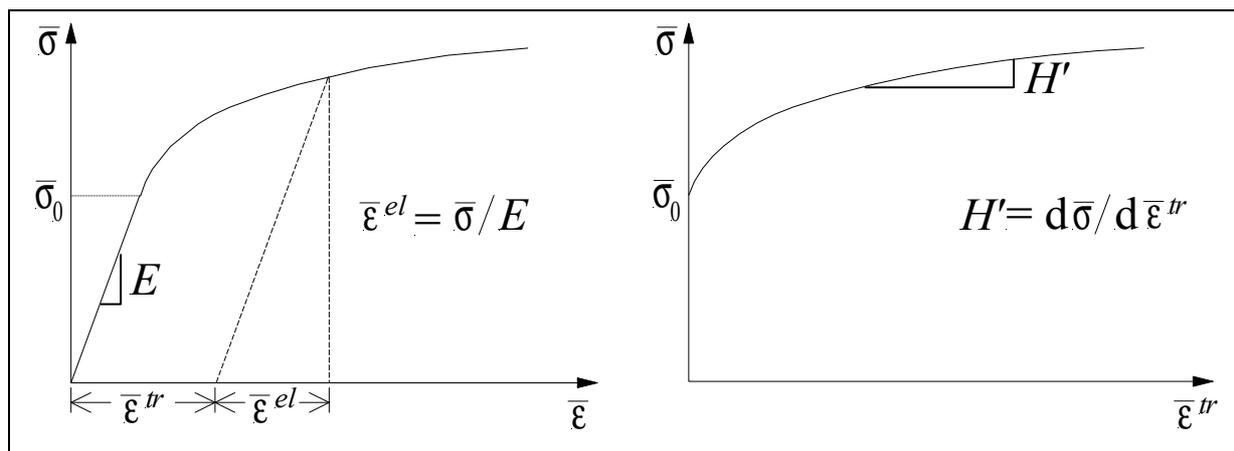


Abb. 4.3: Typische Verläufe von effektiver Spannung und effektiver Dehnung.

Wie in Abb. 4.3 dargestellt, werden der elastische Anteil der Dehnung durch den elastischen Modul E und der Anteil der Umwandlungsdehnung durch die Steigung $H' = d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon}^{tr}$ charakterisiert. Im martensitischen Zustand folgt mit dem elastischen E-Modul E^M :

$$d\bar{\epsilon} = \frac{d\bar{\sigma}}{E^M} + \frac{d\bar{\sigma}}{H'} \quad (4.2)$$

Die Änderung der Gesamtdehnungen $\{d\epsilon\}$ ergibt sich aus den Änderungen ihrer elastischen $\{d\epsilon\}^{el}$ und quasi-plastischen Anteile $\{d\epsilon\}^{tr}$. Aus den Gleichungen 3.11, 3.13 und 3.15 folgt zunächst:

$$\{d\sigma\}^M = [E^M](\{d\epsilon\} - \{d\epsilon\}^{tr}). \quad (4.3)$$

Der Zusammenhang zwischen den Änderungen der effektiven Spannung $d\bar{\sigma}$ und der Spannungen $\{d\sigma\}$ kann durch Ableitung von Gleichung 4.1 ermittelt werden:

$$d\bar{\sigma} = \left\{ \frac{3\sigma'_x}{2\bar{\sigma}}, \frac{3\sigma'_y}{2\bar{\sigma}}, \frac{3\sigma'_z}{2\bar{\sigma}}, \frac{3\tau_{xy}}{\bar{\sigma}}, \frac{3\tau_{yz}}{\bar{\sigma}}, \frac{3\tau_{zx}}{\bar{\sigma}} \right\}^T \{d\sigma_x, d\sigma_y, d\sigma_z, d\tau_{xy}, d\tau_{yz}, d\tau_{zx}\} = \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\}^T \{d\sigma\}, \quad (4.4)$$

wobei die deviatorischen Spannungen σ'_i aus den kartesischen Spannungskomponenten gemäß $\sigma'_i = \sigma_i - 1/3 \sum_j \sigma_j$ folgen.

Auf analoge Weise kann der Zusammenhang zwischen den Änderungen der effektiven Umwandlungsdehnung $d\bar{\epsilon}^{tr}$ und den Umwandlungsdehnungen $\{d\epsilon\}^{tr}$ bestimmt werden. Als Ergebnis erhält man die Prandtl-Reuss Beziehungen:

$$\{d\epsilon\}^{tr} = \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\} d\bar{\epsilon}^{tr}. \quad (4.5)$$

Mit Hilfe der Prandtl-Reuss Beziehungen 4.5 und der Gleichungen 4.3 und 4.4 folgt der Zusammenhang zwischen den Änderungen der effektiven Umwandlungsdehnung $d\bar{\epsilon}^{tr}$ und den Gesamtdehnungen $\{d\epsilon\}$:

$$d\bar{\varepsilon}^{tr} = \frac{\left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\}^T [E^M]}{H' + \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\}^T [E^M] \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\}} \{d\varepsilon\} = [W] \{d\varepsilon\}. \quad (4.6)$$

Schließlich erhält man mit Hilfe der Prandtl-Reuss Beziehungen 4.5 und der Gleichungen 4.3 und 4.6 den Zusammenhang zwischen den Änderungen der Spannungen und Gesamtdehnungen im martensitischen Zustand, der analog zum Hookeschen Gesetz lautet:

$$\{d\sigma\}^M = \left([E^M] - [E^M] \left\{ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma} \right\} [W] \right) \{d\varepsilon\} = [E^{M*}] \{d\varepsilon\}. \quad (4.7)$$

Die thermische Ausdehnung ist hier nicht enthalten, kann jedoch mit Hilfe von Gleichung 3.17 berücksichtigt werden. Die Gleichungen 4.6 und 4.7 sind insbesondere auch für den Fall perfekter Quasi-Plastizität gültig, da im Fall $H'=0$ keine Divergenz auftritt.

Der Zusammenhang zwischen den Änderungen der Spannungen und Gesamtdehnungen im austenitischen Zustand ist wie bei herkömmlichen elastischen Materialien durch das Hookesche Gesetz gegeben, siehe Gleichung 3.12.

Die Änderung der Gesamtspannungen $\{d\sigma\}$ im Bereich der Phasenumwandlung folgt aus den Änderungen der martensitischen und austenitischen Phasenanteile. Durch Ableitung von Gleichung 3.10 folgt:

$$\{d\sigma\} = \xi \{d\sigma\}^M + (1 - \xi) \{d\sigma\}^A + d\xi (\{\sigma\}^M - \{\sigma\}^A) \quad (4.8)$$

4.2.2 FEM-Formulierung des mechanischen Modells für FGL-Aktoren

Geht man davon aus, daß die Dynamik eines FGL-Bauteils durch die Wärmeübertragung bestimmt wird, so können Trägheit und Dämpfung außer Acht gelassen werden. In der Kontinuumsmechanik folgt das quasi-statische Verhalten eines dreidimensionalen Körpers aus der Kräftebilanz [210]

$$\int [B]^T \{\sigma\} dV = \{P\} \quad (4.9)$$

Dabei ist $[B]$ die sogenannte Divergenzmatrix, die die Dehnungs-Verschiebungs-Beziehung $\{\varepsilon\} = [B] \{U\}$ erfüllt. Der Ausdruck $\{P\}$ bezeichnet die Matrix der äußeren Kräfte, die im allgemeinen von den unbekanntenen Knotenverschiebungen $\{U\}$ abhängen. Gleichung 4.9 ist aufgrund des nichtlinearen Formgedächtnisverhaltens auch bei kleinen Deformationen nichtlinear.

Die FEM-Analyse des quasi-plastischen Materialverhaltens von FGL kann mit einer Inkrementalmethode durchgeführt werden. Durch Anwendung kleiner Lastschritte wird der quasi-plastische Verlauf der Knotenverschiebungen verfolgt. Ein bewährtes Verfahren ist die Tangenten-Steifigkeitsmethode, die in Abb. 4.4 für eine Dimension veranschaulicht ist.

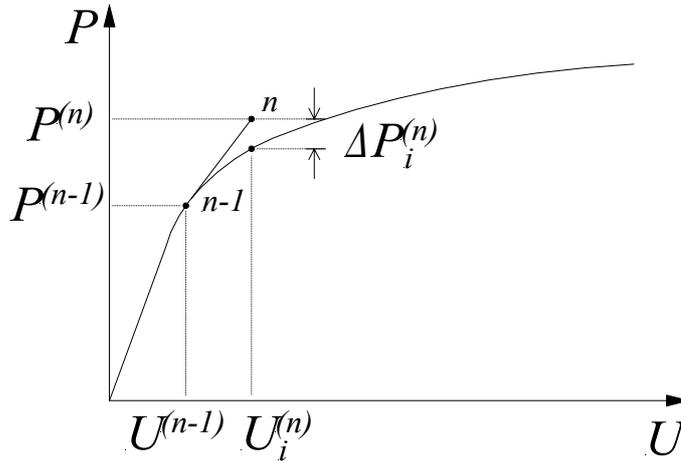


Abb. 4.4: Typischer Lösungsschritt bei der Tangenten-Steifigkeitsmethode (eindimensionale Darstellung).

Geht man von einer gefundenen Näherungslösung $\{U\}^{(n-1)}$ bei einer Last $\{P\}^{(n-1)}$ aus, so können die Knotenverschiebungen des nachfolgenden Lastschrittes $\{P\}^{(n)}$ aus dem linearen Gleichungssystem berechnet werden:

$$\int [B]^T \{\Delta\sigma\}_i^{(n)} dV = \{\Delta P\}_i^{(n)}. \quad (4.10)$$

Dabei bezeichnet $\{\Delta P\}_i^{(n)}$ die bei der i -ten Iteration auftretenden Ungleichgewichtskräfte, die sich aus der Differenz zwischen den inneren Kräften aufgrund der mechanischen Spannung in den Elementen und der äußeren Last $\{P\}^{(n)}$ ergibt:

$$\{\Delta P\}_i^{(n)} = \int [B]^T \{\sigma\}_i^{(n)} dV - \{P\}^{(n)} \quad (4.11)$$

Die Änderung der Gesamtspannungen $\{\Delta\sigma\}_i^{(n)}$ setzt sich gemäß Gleichung 4.8 aus den Spannungsänderungen im martensitischen (Gleichung 4.7) und austenitischen Zustand (Gleichung 3.12) zusammen. Bei jedem Iterationsschritt kann von einem konstanten Phasenanteil $\xi_i^{(n)}$ ausgegangen werden. Durch Einsetzen von $\{\Delta\sigma\}_i^{(n)}$ in Gleichung 4.10 und Nutzung der Dehnungs-Verschiebungs-Beziehung folgt:

$$[K]_i^{(n)} \{\Delta U\}_i^{(n)} = \{\Delta P\}_i^{(n)}, \quad (4.12)$$

wobei $[K]_i^{(n)}$ die sogenannte Steifigkeitsmatrix ist:

$$[K]_i^{(n)} = \int [B]^T \xi [E^{M^*}]_i^{(n)} [B] dV + \int [B]^T (1 - \xi) [E^A]_i^{(n)} [B] dV \quad (4.13)$$

Durch Linearisierung um eine gefundene Näherungslösung $\{U\}_i^{(n)}$ erhält man mit Hilfe von Gleichung 4.12 eine iterative Verbesserung $\{\Delta U\}_i^{(n)} = \{U\}_{i+1}^{(n)} - \{U\}_i^{(n)}$. Die Volumenintegrale werden bei der FEM-Analyse in eine Summe von Integralen über die Volumina der einzelnen Elemente aufgeteilt und für jedes Element an bestimmten Stützstellen (Gaußpunkten) berechnet. Die Beiträge aller Elemente werden nachfolgend wieder zur Gesamtsteifigkeitsmatrix addiert. Nun kann das resultierende Gleichungssystem gelöst

werden. Eine konvergierte Lösung zeichnet sich dadurch aus, daß eine Norm der Ungleichgewichtskräfte $\{\Delta P\}_i^{(n)}$ kleiner als eine vorgegebene Toleranzgrenze ist.

Der Ablauf der FEM-Simulation des mechanischen Verhaltens von FGL-Aktoren ist in Abb. 4.5 zusammengefaßt.

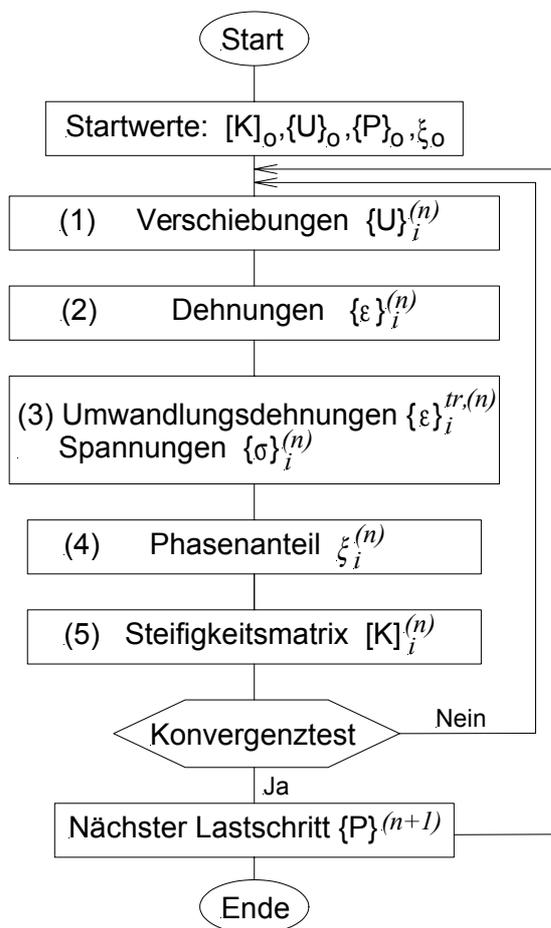


Abb. 4.5: Algorithmus zur FEM-Simulation des mechanischen Verhaltens von FGL-Aktoren.

Die Berechnung des $i+1$ -ten Iterationsschrittes geschieht folgendermaßen:

- (1) Ausgehend von den bekannten Größen $[K]_i^{(n)}$ und $\{\Delta P\}_i^{(n)}$ werden die Gesamtverschiebungen $\{\Delta U\}_i^{(n)}$ mit Hilfe von Gleichung 4.12 berechnet. Aus den Gesamtverschiebungen werden die Elementverschiebungen $\{\Delta u\}_i^{(n)}$ bestimmt.
- (2) Für jede Stützstelle im Element wird die Änderung der Gesamtdehnungen $\{\Delta \epsilon\}_i^{(n)} = [B]\{\Delta u\}_i^{(n)}$ bestimmt. Die Änderung der Gesamtdehnungen $\{\Delta \epsilon\}_i^{(n)}$ enthält die Anteile der elastischen Dehnungen und Umwandlungsdehnungen im martensitischen und austenitischen Zustand.

- (3) Mit Hilfe der Änderung der Gesamtdehnungen $\{\Delta\varepsilon\}_i^{(n)}$ können nun nacheinander die Änderungen der effektiven Umwandlungsdehnung $\Delta\bar{\varepsilon}_i^{tr,(n)}$ (Gleichung 4.6), der Umwandlungsdehnungen $\{\Delta\varepsilon\}_i^{tr,(n)}$ (Gleichung 4.5), der effektiven Spannung $\Delta\bar{\sigma}_i^{M,(n)}$ ($\Delta\bar{\sigma}_i^{M,(n)} \approx H_i^{r(n)}\Delta\bar{\varepsilon}_i^{tr,(n)}$) und der Spannungen im martensitischen Zustand $\{\Delta\sigma\}_i^{M,(n)}$ (Gleichung 4.3) für jede Stützstelle ermittelt werden. Darüber hinaus kann die Änderung der Spannungen im austenitischen Zustand $\{\Delta\sigma\}_i^{A,(n)}$ (Gleichung 3.12) bestimmt werden. Aus den berechneten Änderungen ergeben sich jeweils die neuen Werte des $i+1$ -ten Iterationsschrittes, z.B. $\bar{\varepsilon}_{i+1}^{tr,(n)} = \bar{\varepsilon}_i^{tr,(n)} + \Delta\bar{\varepsilon}_i^{tr,(n)}$. Mit dem aktuellen Wert des Phasenanteils $\xi_i^{(n)}$ können nun die Gesamtspannungen $\{\sigma\}_{i+1}^{(n)}$ (Gleichung 3.10) und daraus die effektive Gesamtspannung $\bar{\sigma}_{i+1}^{(n)}$ (Gleichung 4.1) bestimmt werden.
- (4) Aus der effektiven Gesamtspannung $\bar{\sigma}_{i+1}^{(n)}$ wird ein neuer Wert für den Phasenanteil $\xi_{i+1}^{(n)}$ (Gleichung 3.6 oder 3.7, je nach Umwandlungsrichtung) berechnet.
- (5) Nun kann die neue Steifigkeitsmatrix für die einzelnen Elemente $[k]_{i+1}^{(n)}$ ausgehend von Gleichung 4.13 berechnet werden, nachdem die Steigung $H_{i+1}^{r(n)} = \Delta\bar{\sigma}_{i+1}^{M,(n)} / \Delta\bar{\varepsilon}_{i+1}^{tr,(n)}$ und die Ausdrücke $\{\partial\bar{\sigma}/\partial\sigma\}_{i+1}^{(n)}$ (Gleichung 4.4), $[E^{M^*}]_{i+1}^{(n)}$ (Gleichung 4.7) und $[E^A]_{i+1}^{(n)}$ (Gleichung 3.12) bestimmt worden sind. Aus den Element-Steifigkeitsmatrizen $[k]_{i+1}^{(n)}$ wird die Gesamt-Steifigkeitsmatrix $[K]_{i+1}^{(n)}$ aufgebaut. Schließlich wird die Last des $i+1$ -ten Iterationsschrittes $\{\Delta P\}_{i+1}^{(n)}$ (Gleichung 4.11) bestimmt.

Die Schritte 1-5 müssen solange durchlaufen werden, bis die Lösung konvergiert ist. Nachdem Konvergenz erreicht ist, kann der nachfolgende Lastschritt $\{P\}^{(n+1)}$ berechnet werden. Um die Konvergenz zu verbessern kann die mechanische FEM-Analyse mit dem Newton-Raphson-Verfahren [217] durchgeführt werden. In diesem Fall muß jedoch die Änderung des Phasenanteils $d\xi$ explizit berechnet werden.

4.2.3 Simulation des elektrischen Verhaltens

Das bislang beschriebene Modell geht vom Idealfall einer zeitlich konstanten Temperatur aus und ist daher nur sehr begrenzt für reale, z.B. mit elektrischem Strom betriebene FGL-Aktoren geeignet. Das Anlegen eines elektrischen Stroms an ein FGL-Bauteil führt zu einer lokalen Wärmeerzeugung und damit zu einer zeitlich und räumlich veränderlichen Temperaturverteilung.

Zur Berechnung der elektrisch erzeugten Wärmeleistung \dot{Q} in einem FGL-Bauteil muß zunächst die Verteilung der elektrischen Stromdichte j bestimmt werden. Das zugehörige elektrische Potential Φ erfüllt die Differentialgleichung

$$\{\rho^{-1}\}\Delta\Phi = 0 \quad (4.14)$$

und die Neumann Randbedingung an den elektrischen Anschlüssen

$$\{\rho^{-1}\}\bar{\nabla}\Phi = \{j_0\}. \quad (4.15)$$

Dabei bezeichnet $\{\rho^{-1}\}$ die Matrix der elektrischen Leitfähigkeiten. Geht man von temperaturunabhängigen Leitfähigkeiten aus, so können die Gleichungen 4.14 und 4.15 durch FEM-Analyse wie bei herkömmlichen Materialien gelöst werden, siehe z.B. [209]. Aus der berechneten Potentialverteilung kann die elektrische Stromdichte und damit die gemittelte Wärmeleistung pro Element berechnet werden:

$$\dot{Q} = \int (\{\rho\} \{j\})^T \{j\} dV. \quad (4.16)$$

Eine genauere Analyse erfordert, analog zur mechanischen Dehnung, die Berücksichtigung der nichtlinearen Änderung der Leitfähigkeit als Funktion der Temperatur und des Hystereseverhaltens. Diese Effekte können wie bei der Simulation des mechanischen Verhaltens behandelt werden. Dazu werden, analog zu mechanischen Spannungsänderungen, Leitfähigkeitsänderungen betrachtet, die sich aus einem austenitischen und einem martensitischen Beitrag zusammensetzen:

$$\{d\rho^{-1}\} = \xi \{d\rho^{-1}\}^M + (1 - \xi) \{d\rho^{-1}\}^A + d\xi (\{\rho^{-1}\}^M - \{\rho^{-1}\}^A) \quad (4.17)$$

Der Phasenanteil ξ und seine Änderung $d\xi$ folgen aus den kinetischen Modellgleichungen 3.6 und 3.7.

4.2.4 Simulation des thermischen Verhaltens

Zur Simulation zeitlich veränderlicher Temperaturverteilungen im FGL-Aktor muß, neben der eingebrachten Wärmeleistung \dot{Q} , der Wärmeaustausch mit der Umgebung berücksichtigt werden. Unterhalb 200 °C erfolgt der Wärmeaustausch im wesentlichen durch Wärmeleitung und Konvektion. In diesem Fall kann die Temperaturverteilung durch Lösen der Differentialgleichungen 3.18 und 3.19 im Rahmen einer FEM-Analyse berechnet werden, siehe z.B. [209]. Bei hohen Temperaturen ist dabei zusätzlich die Wärmestrahlung mit einzubeziehen.

Im Gegensatz zu herkömmlichen Materialien muß bei der thermischen Simulation von FGL-Materialien die latente Wärme des Phasenübergangs $h(T)$ berücksichtigt werden, die bei Abkühlung frei wird bzw. beim Erwärmen aufzuwenden ist. Bei konstanter mechanischer Spannung ist die latente Wärme proportional zur thermischen Änderung des martensitischen Phasenanteils:

$$h(T) = \Delta H \frac{d\xi}{dT} \quad (4.18)$$

und kann daher mit Hilfe der Gleichungen 3.6 oder 3.7 bestimmt werden. Der Ausdruck ΔH bezeichnet die Umwandlungsenthalpie. ΔH kann beispielsweise durch eine Wärmekalorimetrie-Messung bestimmt werden.

4.2.5 Gekoppelte Mehrebenensimulation

Die Differentialgleichungen zur Berechnung des mechanischen, elektrischen und thermischen Verhaltens von FGL-Aktoren sind miteinander gekoppelt. Sie müssen daher selbstkonsistent gelöst werden, um reale Lastfälle zu simulieren. Daraus ergibt sich die Notwendigkeit, FEM-Programme zur Lösung der verschiedenen Simulationsebenen miteinander zu koppeln. Dies kann durch iterative Ansteuerung der verschiedenen FEM-Programme mit Hilfe eines übergeordneten Regie-Programms erfolgen [216]. Beim Übergang zwischen den verschiedenen Routinen müssen Zwischenergebnisse ausgetauscht und Randbedingungen, Material- und Geometriedaten für den nachfolgenden Simulationsschritt mit Hilfe eines Koppelprogramms aktualisiert werden.

Der Lösungsablauf zur Simulation des gekoppelten mechanisch-elektrisch-thermischen Verhaltens von FGL-Aktoren ist in Abb. 4.6 schematisch dargestellt [215].

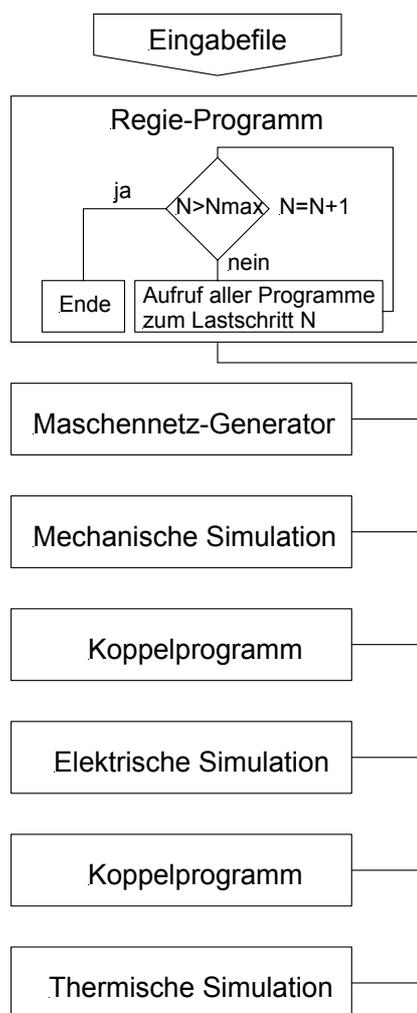


Abb. 4.6: Schema der gekoppelten Mehrebenensimulation eines FGL-Aktors.

In diesem Fall wird die Simulation in fünf Schritten durchgeführt:

- (1) Festlegung des Simulationsablaufes: In einem Eingabefile werden Reihenfolgen, Zeiten und Steuerbefehle für die zu koppelnden Programme (FEM-Programme, Koppelprogramme, etc.) festgelegt und an das Regie-Programm übergeben. Das Regie-Programm ruft die zu koppelnden Programme entsprechend auf und übergibt Zeiten, Filenamen und Steuerbefehle.
- (2) Geometriaufbereitung: Die Ausgangsgeometrie des FGL-Bauteils wird festgelegt. Nachfolgend wird ein Maschennetz für das nachfolgende FEM-Programm erzeugt.
- (3) Mechanische Simulation: Für eine gegebene Last werden mechanische Deformationen und Spannungen im FGL-Bauteil berechnet. Die daraus resultierende Geometrie wird mit Hilfe eines Koppelprogramms für die nachfolgende FEM-Simulation aufbereitet. Dabei werden Ergebnisse ausgewertet und weitergegeben. Darüber hinaus werden die Randbedingungen für die nachfolgende Simulation neu definiert. Gegebenenfalls ist ein erneuter Durchlauf durch den Maschennetzgenerator erforderlich.
- (4) Elektrische Simulation: Für ein gegebenes elektrisches Potential oder eine an den Grenzflächen vorgegebene elektrische Stromdichte wird die Verteilung der Stromdichte im FGL-Bauteil berechnet. Daraus wird mit Hilfe eines Koppelprogramms die lokal erzeugte Wärmeenergie berechnet und an das nachfolgende FEM-Modell übergeben. Darüber hinaus werden die Randbedingungen für die nachfolgende Simulation neu definiert.
- (5) Thermische Simulation: Aus der lokal erzeugten Wärmeenergie und den vorgegebenen Randbedingungen für den Wärmeaustausch des FGL-Bauteils mit seiner Umgebung wird die Temperaturverteilung als Funktion der Zeit berechnet.

Da die aktuelle Temperaturverteilung sowohl das mechanische, als auch das elektrische Verhalten beeinflusst, müssen die Schritte (3) bis (5) mehrfach durchlaufen werden, um eine konsistente Lösung zu erhalten.

Die hier vorgestellten Modelle und Verfahren erlauben quantitative Vorhersagen zum mechanischen, elektrischen und thermischen Verhalten z.B. von FGL-Mikroventilen und FGL-Linearaktoren, wie in den Kapiteln 5 und 6 ausgeführt wird.

4.3 Designoptimierung

Wie mechanische und thermische Simulationen bereits bei einfachen FGL-Bauteilen zeigen, hängt der Nutzungsgrad des Formgedächtniseffekts sehr stark von der Bauteilgeometrie ab. Abb. 4.7 zeigt beispielsweise die von Mises-Spannungsverteilung an der Oberfläche eines FGL-Doppelbiegebalkens, der senkrecht zur Balkenrichtung belastet wird.

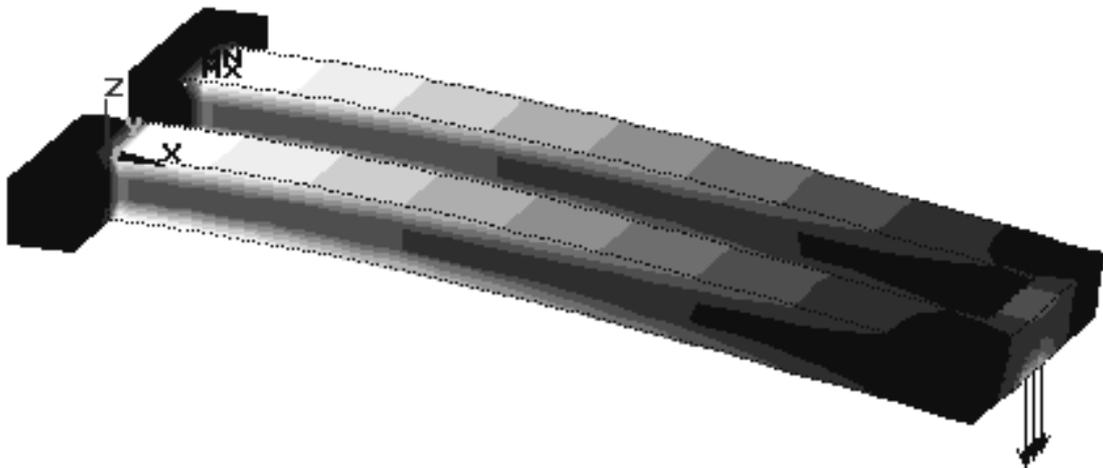


Abb. 4.7: Berechnete von Mises - Spannungsverteilung in einem FGL-Doppelbiegebalken. Schwarze Bereiche: keine Spannung, weiße Bereiche: maximale Spannung. Die Pfeile geben die Belastung am Balkenende an.

In schwarz gefärbten Bereichen liegt keine Spannung vor, in weißen Bereichen ist die Spannung maximal. Man erkennt, daß maximale Spannungswerte nur lokal in der Nähe der Balkenaufhängung auftreten. Daraus folgt, daß der Formgedächtniseffekt nur in einem sehr kleinen Volumenbereich des Bauteils genutzt wird. Entsprechend niedrig ist die Arbeitsdichte. Darüberhinaus sind die Bereiche maximaler Spannung sehr empfindlich bezüglich mechanischer Überlastung und Ermüdung. Für Aktoranwendungen ist daher eine Optimierung der mechanischen Spannung im FGL-Bauteil erforderlich. Die Optimierungskriterien hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften von FGL-Bauteilen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- (O1) Bei gegebener Belastung sollte ein homogenes Spannungsprofil erzeugt werden.
- (O2) Maximale Spannungen sollten hinreichend hoch sein, um eine hinreichend hohe Arbeitsdichte zu erzielen.
- (O3) Eine materialabhängige kritische Grenzspannung sollte nicht überschritten werden, um eine mechanische Überlastung zu vermeiden und Ermüdungseffekte zu begrenzen. Für NiTi gelten beispielsweise die in Tabelle 3.4 (S. 63) angegebenen Werte.

Zur Optimierung der thermischen Eigenschaften von FGL-Bauteilen müssen weitere Kriterien gefunden werden. Abb. 4.8 zeigt beispielsweise eine durch elektrischen Strom verursachte Temperaturverteilung in einem FGL-Doppelbiegebalken. Maximale Temperaturen sind schwarz, minimale Temperaturen weiß dargestellt. Bedingt durch Wärmeleitung werden Bereiche in der Nähe der elektrischen Kontakte besser gekühlt als entferntere Bereiche.

Darüberhinaus führt Konvektion zu einer um so besseren Kühlung, je größer das Oberflächen zu Volumen-Verhältnis ist.

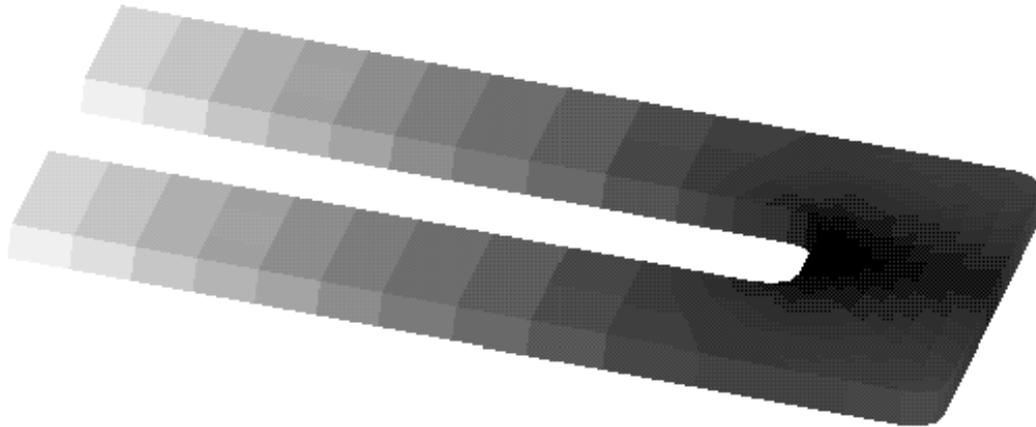


Abb. 4.8: Berechnete Temperaturverteilung in einem FGL-Doppelbiegebalken. Schwarze Bereiche: maximale Temperatur, weiße Bereiche: minimale Temperatur.

Wird der in Abb. 4.8 gezeigte Biegebalken elektrisch erwärmt, so findet die Phasenumwandlung zunächst nur am rechten Ende des Balkens statt. Mit zunehmender Erwärmung wandert die Phasenumwandlungsgrenze dann in Richtung der elektrischen Kontakte. Für eine vollständige Phasenumwandlung in den kältesten Bereichen in der Nähe der elektrischen Kontakte ist ein relativ hoher Strom erforderlich, der am vorderen Teil des Balkens zu einer Temperaturüberlastung führen kann.

Am Beispiel des FGL-Doppelbiegebalkens wird deutlich, daß Bereiche mit maximaler mechanischer Spannung im allgemeinen nicht identisch mit Bereichen maximaler Temperatur sind. Dies führt zu einem niedrigen Wirkungsgrad, da zur thermischen Aktivierung der Bereiche hoher mechanischer Spannung eine hohe Heizleistung erforderlich wird.

Eine thermische Optimierung der Bauteilgeometrie muß daher folgende zusätzliche Kriterien erfüllen:

- (O4) Eine gegebene Stromverteilung sollte ein möglichst homogenes Temperaturprofil erzeugen.
- (O5) Bereiche maximaler Temperatur sollten mit Bereichen maximaler mechanischer Spannung übereinstimmen
- (O6) Bestimmte materialabhängige Grenztemperaturen sollten nicht überschritten werden, um eine thermische Überlastung, verbunden mit einer Änderung oder einem Verlust des Formgedächtniseffekts, zu vermeiden. Bei NiTi sind Änderungen des

Formgedächtniseffekts durch Diffusionsvorgänge oberhalb einer Temperatur von ca. 250 °C zu erwarten.

Thermische, mechanische und gegebenenfalls weitere Optimierungskriterien können in der Regel nicht gleichzeitig erfüllt werden. Daher müssen beim Design von FGL-Aktoren anwendungsspezifische Kompromißlösungen gefunden werden. Nachfolgend werden Möglichkeiten zur mechanischen und thermischen Optimierung aufgezeigt.

4.3.1 Mechanische Designoptimierung

Die Optimierung mechanischer Spannungsverteilungen in FGL-Bauteilen kann, je nach Komplexität der Bauteilgeometrie, entweder analytisch oder durch iterative FEM-Simulation durchgeführt werden. Einfache analytische Lösungen findet man z.B. im Fall eines FGL-Biegebalkens. Geht man von einem rechteckigen Balken konstanter Dicke h mit Balkenrichtung in x -Richtung aus, so ist die Randspannung entlang der Ober- und Unterseite $\sigma_S(x)$ durch den Abstand zwischen der neutralen Faser und der Ober-, bzw. Unterseite $h/2$, dem Biegemoment $M_b(x)$ und dem axialen Flächenmoment zweiten Grades $I_y(x)$ gegeben:

$$\sigma_S(x) = \frac{M_b(x) h}{I_y(x) 2} \quad (4.19)$$

Mechanisch optimierte Balkengeometrien sollten die Kriterien (O1)-(O3) erfüllen. Dies bedeutet, daß die Randspannung $\sigma_S(x)$ entlang des Biegebalkens konstant sein und darüberhinaus in der Nähe einer materialabhängigen Grenzspannung σ_{limit} liegen sollte. Je nach Anwendung sollte die Grenzspannung σ_{limit} so gewählt werden, daß noch hinreichend viele Lastwechsel möglich sind. Dies läßt sich in der Randbedingung

$$\sigma_S(x) = \sigma_{limit} \quad (4.20)$$

zusammenfassen. Durch Einsetzen der Randbedingung 4.20 in Gleichung 4.19 und Berücksichtigung des axialen Flächenmoments bei rechteckiger Balkengeometrie $I_y(x) = h^3 w(x) / 12$ folgt für die Balkenbreite $w(x)$:

$$w(x) = \frac{6M_b(x)}{\sigma_{limit} h^2}. \quad (4.21)$$

Gleichung 4.21 gibt das spannungsoptimierte Breitenprofil eines Biegebalkens mit konstanter Balkendicke an. Bei einer Punktlast ergibt sich insbesondere eine lineare Breitenzunahme vom Balkenende bis zur Einspannstelle. Kompliziertere Flächenlasten führen zu nichtlinearen Breitenverläufen [218].

Ein geeignetes numerisches Optimierungsverfahren ist das sogenannte Computer Aided Optimization- (CAO-) Verfahren, das im Forschungszentrum Karlsruhe ursprünglich zur Gewichtsoptimierung im Maschinenbau entwickelt wurde [219]. Die dem Verfahren

zugrundliegende Idee besteht in der Nachahmung von adaptivem biologischem Wachstum, z.B. von Bäumen oder Knochen. Bäume vermindern durch externe Lasten verursachte lokale Spannungskonzentrationen durch lokal erhöhtes oder reduziertes Wachstum im äußeren Bereich des Stammes. Beim Knochenwachstum kann neben dem Hinzufügen von Material an stark belasteten Stellen auch Material an gering belasteten Stellen abgebaut werden, wodurch eine Gewichtsoptimierung erreicht wird. Das CAO-Verfahren erreicht dieses Ziel durch Kombination von mechanischen und thermischen FEM-Simulationen, ohne daß eine Kenntnis funktionaler Zusammenhänge erforderlich ist.

Zunächst wird durch mechanische FEM-Simulation die lokale von Mises-Spannungsverteilung $\sigma_{mises}(x,y,z)$ bestimmt. Nachfolgend wird die Spannungsverteilung $\sigma_{mises}(x,y,z)$ in eine fiktive Temperaturverteilung $T(x,y,z)$ überführt, die bei nachfolgender thermischer FEM-Simulation lokale Schwellungen im Bereich einer speziell eingeführten Schwellenschicht an der Bauteiloberfläche hervorruft. Durch diesen mathematischen Trick kann die lokale von Mises-Spannungsverteilung in eine Geometrieänderung überführt werden. Bei geeigneter Wahl der Schwellenschichten und der Abbruchkriterien beim iterativen Simulationsablauf führt die Geometrieänderung zum kontinuierlichen Abbau der Spannungsmaxima und damit zur Minimierung der Bauteilebelastung.

Durch Modifikation des CAO-Verfahrens ist es nun möglich, anstelle einer Spannungsminimierung eine Spannungshomogenisierung zu erreichen und damit die mechanischen Optimierungskriterien (O1)-(O3) zu erfüllen [191]. Eine homogene mechanische Spannungsverteilung in der Nähe der Grenzspannung σ_{limit} wird insbesondere dadurch erzielt, daß das Wachstum nur in den Bereichen erlaubt wird, deren mechanische Spannung oberhalb der Spannungsgrenze σ_{limit} liegt. In den Bereichen, in denen die mechanische Spannung unter die Spannungsgrenze σ_{limit} fällt, wird die Optimierung abgebrochen. Der Optimierungsablauf zur mechanischen Spannungsoptimierung von FGL-Bauteilen ist in Abb. 4.9 zusammengefaßt.

Die Optimierung wird in drei Schritten durchgeführt:

- (1) Geometrieaufbereitung: Die Ausgangsgeometrie des FGL-Bauteils wird festgelegt. Nachfolgend wird ein Maschennetz für das nachfolgende FEM-Programm erzeugt.
- (2) Mechanische Simulation: Die mechanische Spannungsverteilung wird für einen charakteristischen Lastfall berechnet. Zur Einstellung einer optimalen Spannung in der Nähe der vorgegebenen Grenzspannung σ_{limit} werden die für jedes Element berechneten von Mises - Spannungen mit σ_{limit} verglichen. Das nachfolgende Koppelprogramm wird aufgerufen, wenn die berechnete von Mises - Spannung eines Elements oberhalb σ_{limit} liegt. Das Koppelprogramm setzt die berechnete Spannungsverteilung in eine fiktive Temperaturverteilung um. Darüberhinaus werden die Randbedingungen für die nachfolgende Simulation festgelegt.

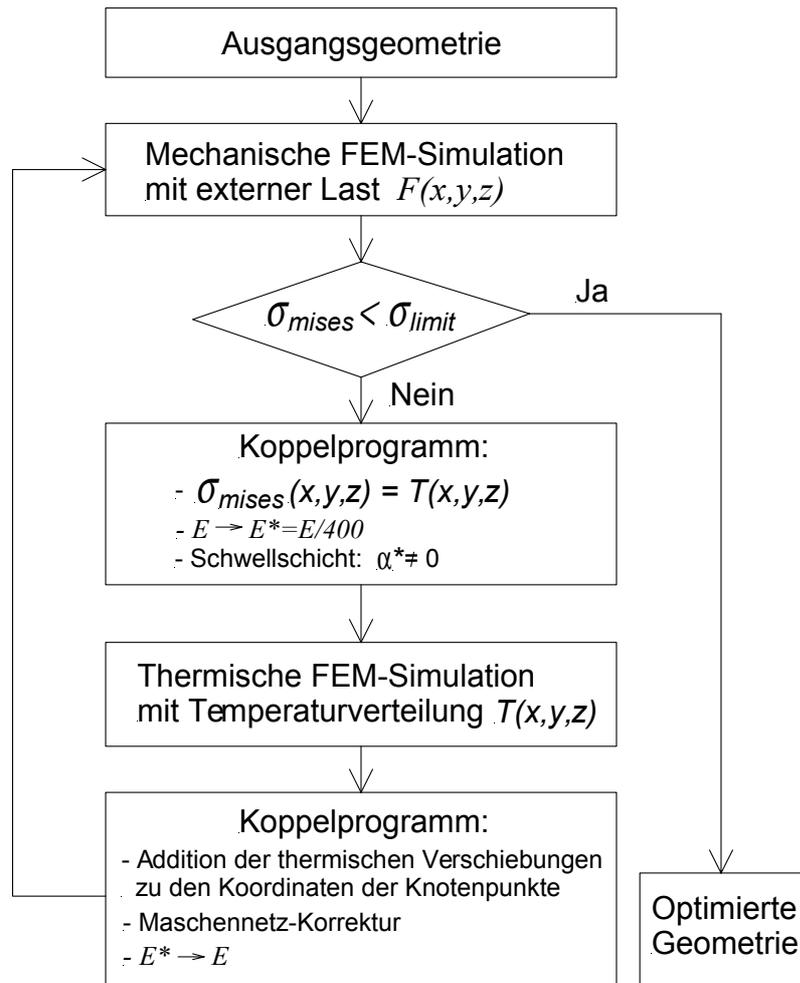


Abb. 4.9: Schema des Optimierungsablaufes beim modifizierten CAO-Verfahren zur mechanischen Spannungsoptimierung von FGL-Bauteilen. Die Parameter E , E^* und α^* bezeichnen jeweils den E-Modul bei der mechanischen Simulation, bzw. den E-Modul und den thermischen Ausdehnungskoeffizienten bei der thermischen Simulation.

- (3) Thermische Simulation: Die Ausdehnung der zu optimierenden Schwellschicht wird für die vorgegebene fiktive Temperaturverteilung berechnet. Dabei werden nur die Elemente berücksichtigt, deren von Mises - Spannung oberhalb der vorgegebenen Grenzspannung σ_{limit} liegt. Mechanische Lasten werden in diesem Simulationsschritt nicht betrachtet. Nachfolgend werden die berechneten Koordinatenverschiebungen zu den Knotengeometrien aus (2) hinzuaddiert und das Maschennetz aktualisiert.

Die Schritte (2) und (3) müssen mehrmals durchlaufen werden bis sich ein hinreichend homogener Spannungszustand bei der vorgegebenen Spannungsgrenze σ_{limit} eingestellt hat. Wenn die von Mises - Spannungen aller Elemente der Schwellschicht unterhalb der vorgegebenen Grenzspannung σ_{limit} zu liegen kommen, ist die Optimierung beendet.

Die ursprüngliche Version des CAO-Verfahrens ist mittlerweile als Zusatzprogramm für die Programmpakete ANSYS oder ABAQUS kommerziell erhältlich.

4.3.2 Thermische Designoptimierung

Die Homogenisierung der Temperaturverteilung durch reine Geometrieoptimierung führt zu einem Konflikt mit der zuvor beschriebenen mechanischen Optimierung. Dies wird bereits am Beispiel der in den Abbildungen 4.7 und 4.8 gezeigten Biegebalken deutlich. Bei konstanter Balkenbreite nimmt die mechanische Spannung in Balkenrichtung linear ab, während die Temperatur zunimmt. Bei Dominanz von Wärmeleitung erfolgt die Temperaturzunahme sogar quadratisch, wie man durch Integration von Gleichung 3.18 im stationären Fall ($\dot{T} = 0$) einfach berechnen kann:

$$T(x) = T_A + \frac{\dot{Q}}{2\lambda} x^2. \quad (4.22)$$

An den Enden des Balkens wurden dabei die folgenden Randbedingungen betrachtet:

$$\begin{aligned} T &= T_A, & \text{am Balkenanfang } x=0 \text{ und} \\ -\lambda \frac{dT}{dx} &= 0, & \text{am Balkenende } x=L. \end{aligned} \quad (4.23)$$

Zur Optimierung der Temperaturverteilung ist es daher günstiger, die mechanisch optimierte Geometrie möglichst beizubehalten und stattdessen die Temperaturverteilung durch zusätzliche Wärmequellen und -senken einzustellen. Diese Vorgehensweise erlaubt eine weitgehend separate thermische Optimierung und die Vermeidung schlechter Kompromißlösungen. Die Lösung thermischer Probleme mit verteilten Wärmequellen und -senken wird mit thermischen FEM-Simulationen durchgeführt.

4.4 Konventionelle FGL-Aktoren

Seit den ersten Veröffentlichungen zum Formgedächtniseffekt sind FGL-Bauelemente nur allmählich in den Markt eingedrungen. In den letzten Jahren stiegen Anwendungen auf der Basis des pseudoelastischen Effekts sehr stark an (Brillengestelle, Handy-Antennen, Zahnspannen, Stents). Darüberhinaus haben sich bis heute eine Reihe kommerziell erfolgreicher Aktorprodukte etabliert, die den Formgedächtniseffekt in FGL-Halbzeugen (Zylinder, Drähte, Spiralfedern, Blattfedern) nutzen.

4.4.1 Übersicht

In Tabelle 4.2 sind einige wichtige FGL-Aktoren zusammengestellt. Die älteste und bislang erfolgreichste Aktoranwendung von FGL sind Rohr- und Schlauchverbinder [220]. Sie

zeichnen sich durch einfache Montage, platzsparende Baugrößen, hohe mechanische Kontaktspannungen (500-700 MPa) und eine hohe Zuverlässigkeit aus. Diese Vorteile sind z.B. für die Luft- und Raumfahrt von besonderer Bedeutung.

Da die Verbinder nach ihrer Montage im austenitischen Zustand verbleiben müssen, erfolgt die Montage möglichst weit unterhalb des Einsatz-Temperaturbereichs. Dazu werden derzeit zwei Technologien eingesetzt. Die Tieftemperaturtechnik nutzt flüssigen Stickstoff zur Lagerung und Montage von Verbindern aus NiTi. Neuerdings sind außerdem Legierungen auf der Basis von NiTiNb mit extrem großer Hysterese verfügbar, die eine Kühlung der Verbinder überflüssig machen. In diesem Fall genügt zur Montage eine kurze Wärmebehandlung („heat-to-shrink“-Technologie).

Formgedächtniseffekt	Funktionsmechanismus	Anwendung	Ref.
Einweg-Effekt	Thermisch, Unterdrückte Rückumwandlung	Verbinder	[220]
		Befestigungen	[221]
		Elektrische Anschlüsse	[222]
Einweg-Effekt	Thermisch, Arbeitsverrichtung mit Rückstellmechanismus	Verbrühschutzventile	[223]
		Luftstromregler (Klimaanlagen)	[224]
		Überlastsicherung	[225]
		Temperaturschalter (Toaster, Kaffeemaschine)	[226]
Einweg-Effekt	Elektrisch, Arbeitsverrichtung mit Rückstellmechanismus	Lichtregler	[227]
		Greifer	[228]

Tabelle 4.2: Beispiele klassischer FGL-Aktoren.

Der Funktionsmechanismus der unterdrückten Rückumwandlung wird mittlerweile in verschiedenen anderen Anwendungen ebenfalls kommerziell genutzt. Hier sei noch die elektrische Anschlußtechnik erwähnt, die trotz hoher Toleranzen ein kraftfreies Einstecken der Kontaktstifte ermöglicht und nach einer kurzen Wärmebehandlung zu einem guten elektrischen Kontakt führt [222]. In allen Anwendungen dieser Art werden thermische Aktoren mit Einweg-Effekt verwendet.

Thermische Aktoren werden darüberhinaus zur Arbeitsverrichtung eingesetzt. In den meisten Fällen sind sie mit einer FGL-Spiralfeder und einer passiven Rückstellfeder ausgestattet. Ein typisches Beispiel sind thermische Ventile, wie in Abb. 4.10 schematisch dargestellt.

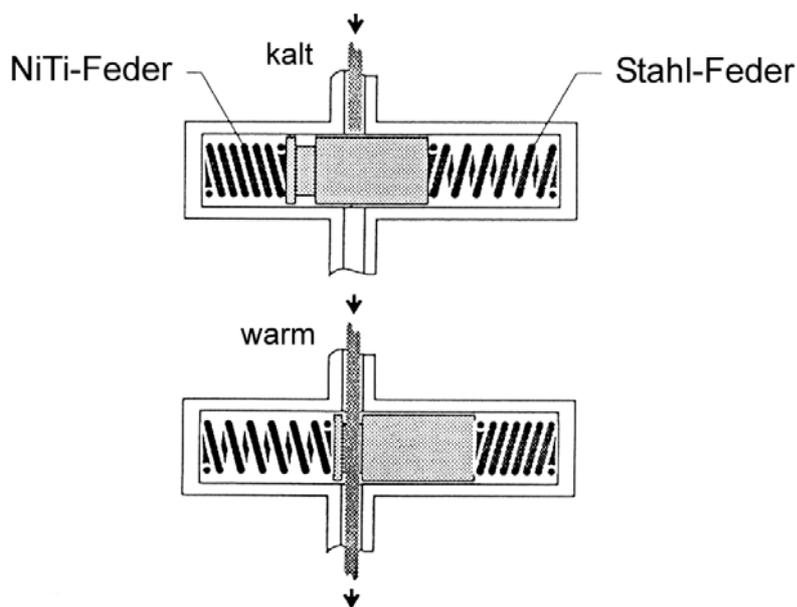


Abb. 4.10: Aufbau eines thermischen Ventils [227].

Der FGL-Antrieb funktioniert in diesem Fall sowohl als Sensor für Temperaturänderungen der Umgebung als auch als Aktor zur Regelung eines Fluidstroms. Dadurch ergibt sich ein einfacher und kompakter Aufbau. Aufgrund hoher Stellkräfte und große Stellwege lassen sich hohe Drücke und große Fluidströme kontrollieren. Eine weit verbreitete Anwendung dieses Aufbaus sind z.B. Verbrühschutzventile in Duschköpfen [223].

Elektrisch betriebene FGL-Aktoren werden bislang nur in wenigen Anwendungen eingesetzt. Dies liegt im wesentlichen an relativ hohen Heizleistungen, die durch einen niedrigen Wirkungsgrad (siehe Tabelle 4.1) und makroskopische Dimensionen bedingt sind. Zahlreiche Prototypen wurden für Anwendungen in der Robotik entwickelt, da hier Vorteile, wie z.B. hohe Energiedichte, kompakte Bauweise, elektrische Ansteuerbarkeit und lautloser Betrieb, besonders zur Geltung kommen. Abb. 4.11 zeigt als Beispiel eine mit FGL-Drähten betriebene Roboterhand [228].

Ein Entwicklungstrend in der konventionellen FGL-Aktorik sind Materialverbunde aus FGL-Bauteilen und einer umgebenden Matrix, z.B. aus Silikon, um dadurch multifunktionale Eigenschaften zu realisieren. In diesem Fall können die FGL-Bauteile aktive Bewegungsfunktionen übernehmen, während die umgebende Matrix die Rückstellfunktion und gegebenenfalls weitere Funktionen, wie z.B. chemische Schutzfunktionen, Kühlfunktionen, Sensorfunktionen etc., übernimmt. Beispiele derartiger Verbundaktoren sind FGL-Endoskope [229] und FGL-Greifer [230].

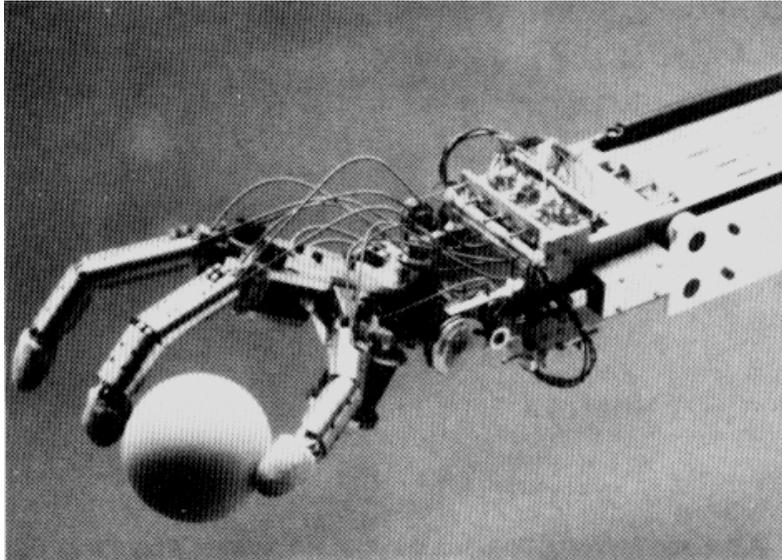


Abb. 4.11: Roboterhand mit FGL-Drahtaktoren [228].

4.4.2 Entwurf

Beim Entwurf konventioneller Aktoren wird in der Regel von einem FGL-Halbzeug (Rohr, Zylinder, Draht, Spiralfeder, Blech, ...) ausgegangen. Für vorgegebene Sollwerte werden die erforderlichen Abmessungen des FGL-Halbzeugs unter Berücksichtigung des Lastfalls und gegebenenfalls erforderlicher Rückstellelemente festgelegt. Die Geometrieoptimierung beschränkt sich im wesentlichen auf die Optimierung der Halbzeugdimentionen. Beim Entwurf von schraubenförmigen Zug- oder Druckfedern können z.B. die Berechnungsformeln für linear elastische Federn nach DIN 2089 verwendet werden. Dies führt zu linearen Schubspannungs-Scherungs-Kennlinien für den austenitischen und martensitischen Zustand. Im martensitischen Zustand stellt der lineare Verlauf nur eine grobe Näherung dar, die jedoch durch Einführung eines effektiven Moduls für eine vorgegebene Dehnung mit einem tolerierbaren Fehler verbunden ist. Genaue Kennlinienverläufe werden in der Regel empirisch mit Hilfe von Testfedern ermittelt.

Schraubenförmige Federn werden bei Zug- oder Druckbelastung inhomogen beansprucht, wobei die Schubspannung und die Scherung an der Windungsinenseite Maximalwerte aufweisen. Ausgehend von bestimmten Grenzwerten für Schubspannung τ_G und Scherung γ_G (typische Werte für NiTi sind z.B. $\tau_G = 100 \text{ N/mm}^2$ und $\gamma_G = 1,5\%$) und den Sollvorgaben für Stellkraft und Stellweg können nun die Parameter Drahtdurchmesser, mittlerer Windungsdurchmesser und Zahl der federnden Windungen bestimmt werden. Der Kraft-Weg-Verlauf der Gegenfeder muß dabei zu den Sollvorgaben hinzuaddiert werden. Bei der Dimensionierung der Gegenfeder muß darauf geachtet werden, daß die maximale mechanische Spannung unterhalb der materialabhängigen Streckgrenze bleibt. Wie in Abb. 4.12 schematisch gezeigt, erhält man als Ergebnis Kraft-Weg-Kennlinien für FGL-Feder und Gegenfeder, die den Aktorhub festlegen.

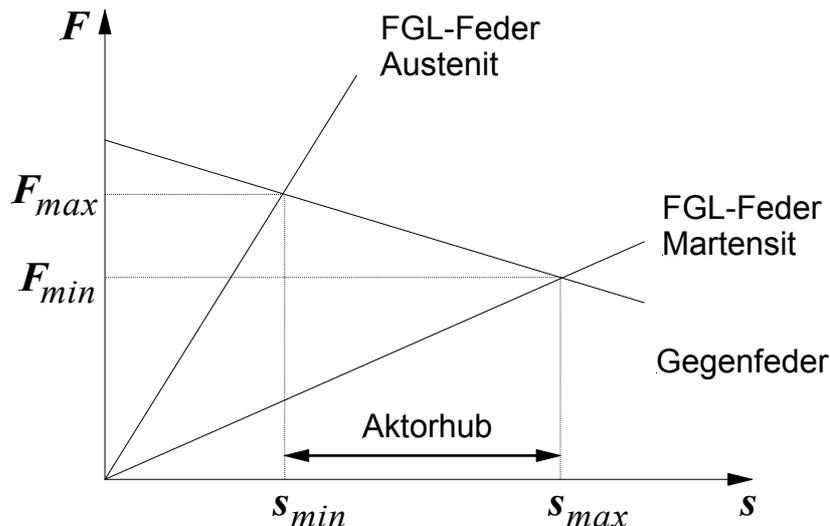


Abb. 4.12: Schematischer Verlauf der Kraft-Weg-Kennlinien einer FGL-Spiralfeder im austenitischen und martensitischen Zustand. Durch die Steifigkeit der Gegenfeder wird der maximal mögliche Hub des FGL-Aktors festgelegt. F_{min} , F_{max} , s_{min} und s_{max} bezeichnen minimale und maximale Kräfte und Wege.

Eine indirekte Erwärmung und Kühlung des FGL-Bauteils kann bei den für FGL-Materialien zulässigen Temperaturen hauptsächlich durch Wärmeleitung und Konvektion erfolgen. Für eine schnelle Wärmeübertragung durch Wärmeleitung ist ein direkter Kontakt mit der Wärmequelle bzw. Wärmesenke erforderlich. Eine vorteilhafte Beheizung ermöglichen z.B. Kaltleiter, die bei Erreichen einer bestimmten Temperatur ihren elektrischen Widerstand deutlich erhöhen, wodurch eine Temperaturbegrenzung stattfindet. Eine gute Wärmeübertragung durch Konvektion erfordert große Übertragungsflächen und Temperaturgradienten.

Bei FGL-Spiralfedern bietet sich eine direkte Beheizung mit elektrischem Strom an. In diesem Fall gilt für die erzeugte Wärmeleistung das Joulesche Gesetz. Eine einfache Abschätzung der Reaktionszeit kann aus dem Verhältnis von aufzuwendender Wärmeenergie Q , die sich im wesentlichen aus den Anteilen von spezifischer Wärme und latenter Wärme des Phasenübergangs zusammensetzt, und Heizleistung RI^2 durchgeführt werden. Bei Vernachlässigung von Kühlungseffekten während des Heizvorgangs (adiabatischer Fall) folgt für einen NiTi-Draht von 100 mm Länge und 0,3 mm Durchmesser z.B. eine Reaktionszeit von 2 s bei einem Leistungsverbrauch von 950 mW.

Bei dem hier skizzierten Entwurf konventioneller FGL-Aktoren werden die in Kapitel 4.3 aufgezeigten Designkriterien (O1)-(O6) nur teilweise berücksichtigt:

(O1)-(O3) Durch Vorgabe einer maximalen Spannungsbelastung werden kritische Grenzspannungen eingehalten. Dies kann aufgrund einfacher Halbzeug-Geometrien im Rahmen von analytischen Abschätzungen erfolgen. Allerdings werden durch Einschränkung der Geometrie

klassischer FGL-Bauteile auf vorgegebene Halbzeug-Geometrien die Möglichkeiten zur mechanischen Optimierung stark beschränkt. Abgesehen von einfachen FGL-Zugelementen liegt im allgemeinen eine inhomogene mechanische Spannungsverteilung im FGL-Bauteil vor. Dadurch werden die Arbeitsdichte und gegebenenfalls die maximale Zyklenzahl vermindert.

(O4)-(O6) Zur Berechnung von Temperaturprofilen in elektrisch betriebenen FGL-Bauteilen gibt es derzeit kein kommerziell verfügbares Simulationswerkzeug. Eine thermische Optimierung ist daher nur näherungsweise möglich. In vielen Anwendungsfällen liegt eine mehr oder weniger inhomogene Temperaturverteilung über Querschnitt und Länge der FGL-Bauteile vor, was sich nachteilig auf die Reaktionszeit und gegebenenfalls auf die Lebensdauer auswirkt.

4.4.3 Herstellungsverfahren

Die Herstellung von FGL-Halbzeugen ist in der Literatur ausführlich beschrieben [231]. Das am weitesten verbreitete Verfahren zur Einstellung der Zusammensetzung von NiTi-Legierungen basiert beispielsweise auf dem Verpressen von Nickelgranulat und Titanschwamm zu scheibenförmigen Presslingen, die zu einem zylindrischen Werkstoffrohling (Ingot) verschweißt werden. Hierbei ist die chemischen Zusammensetzung genau einzuhalten, da die Umwandlungstemperaturen teilweise extrem empfindlich von der Stöchiometrie abhängen. Zur Einhaltung einer Temperaturabweichung unter 2 K in Ni-reichem NiTi ist eine Kontrolle des Ni-Gehalts von mindestens 0,05 At.-% erforderlich. Der Ingot wird danach mehrfach umgeschmolzen, um eine möglichst homogene Zusammensetzung zu erzielen. Aus der hohen Reaktivität von Titan ergibt sich dabei eine hohe Anforderung an die Reinheit der chemischen Zusammensetzung. Nachfolgend werden durch Strangpressen Rohlinge hergestellt, die durch Umformverfahren wie das Walzen und Ziehen zu Halbzeugen verarbeitet werden.

Durch Kaltwalzen wird der Rohling um maximal 20% in seiner Dicke reduziert, um die Zahl der dabei eingebrachten Defekte zu begrenzen. Diese Defekte müssen nachfolgend durch Wärmebehandlung ausgeheilt werden. Starke Dickenreduktionen machen folglich eine oftmalige Wiederholung der Prozeßschritte Kaltwalzen und Wärmebehandlung erforderlich. Der hohe Aufwand zur Herstellung der Halbzeuge führt zu einem relativ hohen Materialpreis.

Eine dreidimensionale Formgebung durch konventionelle mechanische Bearbeitungsverfahren (z.B. Zerspanen) ist aufgrund der besonderen mechanischen Eigenschaften von FGL-Materialien sehr schwierig. Dies ist ein wesentlicher Grund, warum konventionelle FGL-Aktoren fast ausschließlich aus FGL-Halbzeugen aufgebaut sind.

Durch thermomechanische Vorbehandlung können Defekte gezielt beeinflusst werden. In der Regel liegen gewalzte FGL-Halbzeuge in kaltverfestigter Form vor, wodurch der

Formgedächtniseffekt stark behindert wird. In diesem Fall ist eine einmalige Wärmebehandlung (Konditionierung) zur Reduktion der Defektdichte erforderlich. Dabei können die Umwandlungstemperaturen in gewissen Grenzen eingestellt werden. Gleichzeitig wird durch Vorgabe der Gestalt beim Konditionieren die Gedächtnisgestalt für den Einweg-Effekt festgelegt. Nachfolgend kann noch der Zweiweg-Effekt durch Training eingestellt werden [153].

Bei der Wärmebehandlung stören Oxidschichten, die z.B. bei kaltgewalzten Folien herstellungsbedingt eine Dicke von ca. 1 μm besitzen. Bei typischen Wärmebehandlungstemperaturen zwischen 400 und 600 $^{\circ}\text{C}$ diffundiert der Sauerstoff weiter in das FGL-Bauteil und verändert durch verschiedene Reaktionen mit Ti-Atomen die chemische Zusammensetzung und dadurch die Formgedächtniseigenschaften. Dieses Problem wird durch Entfernen der Oxidschicht mit einer Ätzlösung (z.B. einer wässrigen Lösung aus Salpetersäure und Flußsäure) vermieden.

Die konditionierten und sequentiell gefertigten FGL-Bauteile werden schließlich durch geeignete Aufbau- und Verbindungstechniken zu einem Aktor zusammengefügt. Dabei können nur Verbindungstechniken angewandt werden, die keine große thermische Beanspruchung der FGL-Bauteile zur Folge haben. Wegen der im Betrieb auftretenden hohen Spannungen und Dehnungen sind außerdem genügend belastbare mechanische Verbindungen erforderlich. Geeignete Verbindungstechniken sind z.B. Schweißverfahren, wie das Laser- und Ultraschallschweißen, mit Einschränkungen Klebverfahren und Befestigungsverfahren ohne Temperatureinwirkung, wie z.B. Verschrauben, Klemmen oder Verpressen.

4.5 FGL-Mikroaktoren

Erste Versuche zur Miniaturisierung von FGL-Aktoren gingen von konventionellen FGL-Aktorkonzepten aus, verbunden mit dem Bemühen, die charakteristischen Abmessungen von FGL-Halbzeugen (Drahtdurchmesser, Blechdicken) weiter zu reduzieren. Typische Beispiele sind Miniaturgreifer [232,233], Gelenkmechanismen [234-236], Endoskope [237,238] und Glasfaskoskope [239]. Diese Vorgehensweise ist jedoch in der Mikrotechnik aus technischen und wirtschaftlichen Gründen nicht praktikabel.

Beim Aktorentwurf sind sowohl grundlegende Gesichtspunkte der Mikrosystemtechnik, als auch die spezifischen Eigenschaften von FGL zu beachten:

- Einfache Strukturen: Um die Herstellung des Mikroaktors zu erleichtern und eine hohe Miniaturisierbarkeit zu ermöglichen, sind einfache Strukturen erforderlich.
- Multifunktionalität: Möglichst viele Funktionen des Mikroaktors sollten von möglichst wenigen Bauelementen durchgeführt werden.

- Monolithische Designs: Im Idealfall sollten alle Funktionseinheiten des Aktors aus einem Material bestehen. In diesem Fall sind monolithische Designs möglich, die in einem Herstellungsschritt realisierbar sind.
- Zur optimalen Nutzung des Formgedächtniseffekts sind die in Kapitel 4.3 erläuterten mechanischen und thermischen Optimierungskriterien (O1)-(O6) zu erfüllen.

In Anlehnung an die Vorgehensweise in der Mikroelektronik muß versucht werden, FGL-Aktoren weitgehend parallel durch Anwendung von Mikrostrukturierungs-, Integrations- und Kontaktierungsverfahren zu fertigen. Zur Erzeugung beweglicher Mikrostrukturen werden beispielsweise Verfahren zur partiellen Entfernung des Substrats oder alternative Verfahren, wie z.B. Opferschicht- oder Lift-off-Verfahren benötigt. Aufgrund der besonderen Eigenschaften von FGL sind die erforderlichen Technologien bislang nur teilweise verfügbar.

Die Einführung von FGL in die Mikrotechnik begann vor ca. 10 Jahren [12,14,15]. Aus technologischer Sicht können bei der Entwicklung von FGL-Mikroaktoren derzeit zwei Hauptrichtungen unterschieden werden:

- Die Hybridintegration separat hergestellter FGL-Mikrobauteile. Prinzipiell sind Hybridintegrationsverfahren sowohl auf FGL-Folien als auch auf FGL-Dünnschichten anwendbar. Dieser technologische Ansatz wird im Rahmen der hier vorgestellten Entwicklungsarbeiten verfolgt.
- Die Anwendung monolithischer Integrationsverfahren unter Nutzung von Depositions- und Mikrostrukturtechniken in enger Anlehnung an die Siliziumtechnik. Auf diese Verfahren wird nachfolgend eingegangen.

4.5.1 Monolithisch hergestellte FGL-Mikroaktoren

Frühe Arbeiten konzentrierten sich auf die Herstellung einfacher Strukturen wie z.B. Mikrobalken [240,241] und –federn [12], um die Machbarkeit von FGL-Mikrobauteilen mit Formgedächtniseffekt zu demonstrieren und die Prozeßkompatibilität mit den Herstellungsschritten anderer Aktorkomponenten sicherzustellen. Darauf aufbauend wurden zunehmend kompliziertere Mikroaktoren auf der Basis monolithischer Integrationsverfahren entwickelt.

4.5.1.1 Übersicht

Tabelle 4.3 gibt eine Übersicht über einige monolithisch gefertigte FGL-Mikroaktoren.

Formgedächtniseffekt	Funktionsmechanismus	Anwendung	Ref.
Einweg-Effekt	Elektrisch, Arbeitsverrichtung mit Rückstellmechanismus	Mikroventil (monolithisch)	[71]
		Mikroventil (hybrid)	[242]
		Mikropumpe	[243]
		Mikrogreifer	[244]
Einweg-Effekt	Thermisch, unterdrückte Rückumwandlung	Mikroklammer	[245]

Tabelle 4.3: Beispiele monolithisch gefertigter FGL-Mikroaktoren.

Eine der ersten Anwendungen von FGL-Dünnschichten in der Mikroaktorik waren Mikroventile, die von Johnson et al. hergestellt wurden [14,70-73]. Abb. 4.13 zeigt ein Schema des Ventilaufbaus [71]. Das Ventil besteht aus drei Siliziumebenen. In der obersten Ebene befindet sich eine Mikrofeder, die ein in der mittleren Ebene befindliches, bewegliches Siliziumplättchen gegen den Ventilsitz in der unteren Ebene drückt. Das Siliziumplättchen wird von NiTi-Brücken gehalten, die bei Raumtemperatur durch die Mikrofeder gedehnt werden.

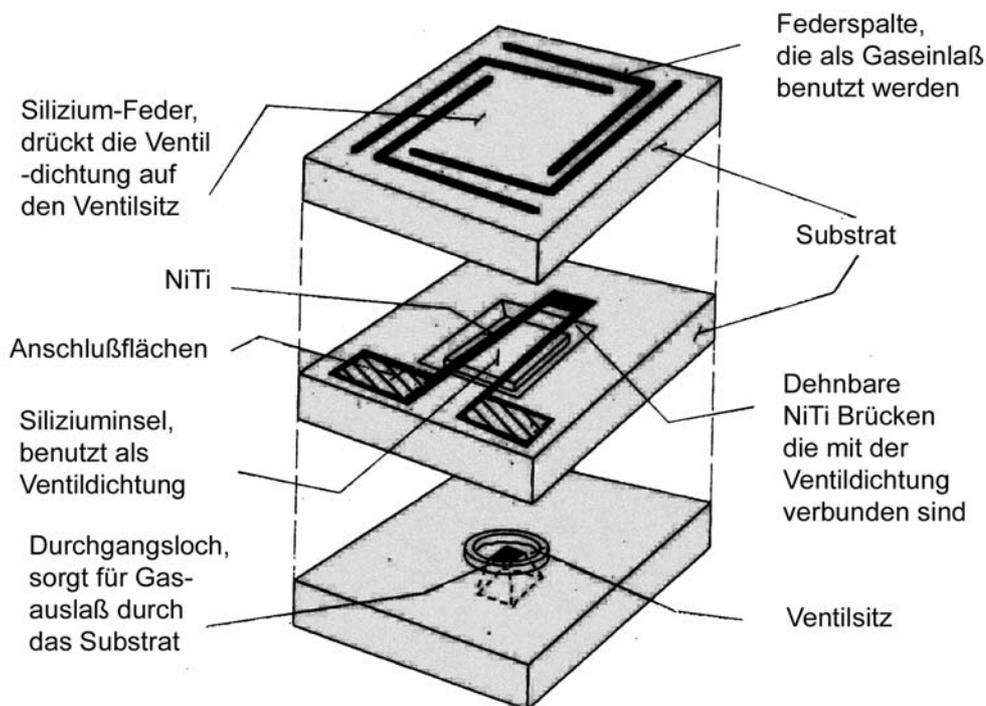


Abb. 4.13: Schematischer Aufbau eines monolithisch gefertigten FGL-Mikroventils [71].

Die NiTi-Brücken und die Silizium-Mikrofeder bilden zusammen ein Aktorsystem mit passivem Rückstellmechanismus, vergleiche Abb. 4.2 (b). Bei Raumtemperatur ist das Ventil geschlossen, wobei die Kraft der Mikrofeder den maximal möglichen Schließdruck definiert. Bei Erwärmung der Brücken mit elektrischem Strom wird das Siliziumplättchen vom Ventilsitz abgehoben und der Ventilsitz dadurch freigegeben. Dieses FGL-Mikroventil ist mittlerweile kommerziell erhältlich [246].

Die anderen in Tabelle 4.3 aufgeführten Mikroaktoren wurden bislang nur im Labormaßstab realisiert. Für mikrofluidische Anwendungen wurde eine oszillierende Mikropumpe mit antagonistischem Rückstellmechanismus entwickelt [243]. Abb. 4.14 zeigt einen Silizium-Mikrogreifer [244]. Der Greifer besteht aus zwei mikrostrukturierten Siliziumwafern mit je einer gesputterten FGL-Dünnschicht auf der oberen und unteren Seite. Die Siliziummembran unter der FGL-Schicht wirkt als passive Rückstellfeder. Durch Deposition der FGL-Dünnschicht nahe 500 °C wird beim Abkühlen eine thermische Zugspannung erzeugt. Unterhalb der martensitischen Umwandlungstemperatur kann diese Spannung relaxieren. Dabei werden die FGL-Dünnschichten gedehnt und der Greifer geht in seinen geschlossenen Zustand über. Durch Erwärmen über die Umwandlungstemperatur stellt sich der ursprüngliche Spannungszustand wieder ein, wodurch die Greiferklauen geöffnet werden.

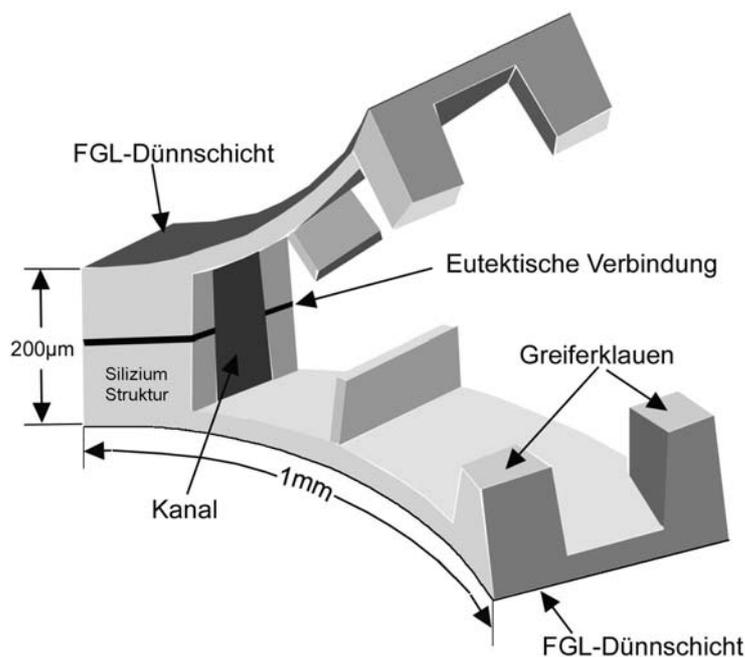


Abb. 4.14: FGL-Mikrogreifer [244].

Eine weitere Anwendung aus dem Bereich der Mikrorobotik stellt eine kürzlich vorgestellte FGL-Mikroklammer dar, die zur gleichzeitigen Fixierung und elektrischen Kontaktierung von Insektennerven entwickelt wurde [245]. Der Mechanismus ist in Abb. 4.15 skizziert.

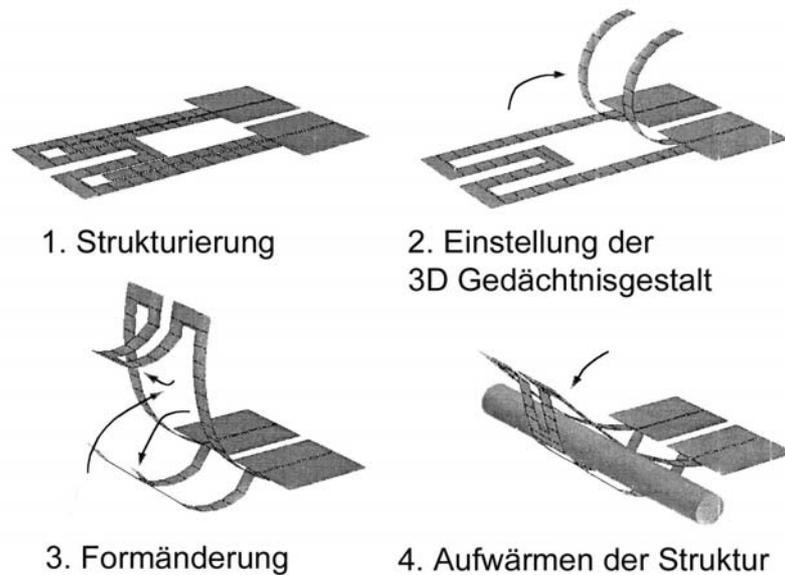


Abb. 4.15: Funktionsmechanismus einer FGL-Mikroklammer [245].

Durch Wärmebehandlung der frei endenden FGL-Biegeelemente im zwangsausgelenkten Zustand wird eine dreidimensionale Gedächtnisgestalt, wie in Abb. 4.15 (2) gezeigt, eingestellt. Vor dem Einsatz werden die Biegeelemente manuell mit Hilfe eines Mikromanipulators mit hinreichend großer Öffnung für einen Nervenstrang vorausgelenkt, siehe Abb. 4.15 (3). Durch Beheizen der Biegeelemente wird der Nervenstrang eingeklemmt. Nun kann die elektrische Potentialdifferenz entlang des Nervenstrangs zwischen den frei endenden FGL-Biegeelementen detektiert werden. Die hohe Elastizität der FGL-Dünnschichten erlaubt einen zerstörungsfreien Einsatz auch bei lebenden Insekten.

4.5.1.2 Entwurf

Die bislang vorgestellten, in Dünnschicht-Technologie hergestellten FGL-Mikroaktoren bestehen entweder aus FGL-Biegeelementen oder aus FGL-Brücken mit rechteckiger Geometrie. Die einfache Geometrie erlaubt eine analytische Abschätzung der mechanischen Eigenschaften wie im Fall konventioneller FGL-Aktoren. Rechteckige Designs weisen jedoch stark inhomogene Spannungsverteilungen auf, die sehr leicht zu Ermüdungseffekten oder Rißbildung führen.

Die Auslegung der thermischen Eigenschaften der FGL-Mikroaktoren ist weniger kritisch als im Fall von FGL-Makroaktoren. Dies liegt insbesondere daran, daß große Oberflächen-zu-Volumen-Verhältnisse einen guten konvektiven Wärmeaustausch mit der Umgebung begünstigen, was zu einer Homogenisierung der Temperaturverteilungen führt. Durch die geringe thermische Masse der FGL-Antriebe müssen im Betrieb nur geringe Wärmemengen zu- und abgeführt werden. Dadurch wird der Leistungsverbrauch gesenkt und die

Wärmetransferzeiten werden reduziert. Durch Auswahl von Substraten mit guter Wärmeleitfähigkeit (wie z.B. Silizium) kann überschüssige Wärme hinreichend schnell abgeführt werden. Mit zunehmender Verbesserung der thermischen Kopplung zwischen FGL-Antrieb und Substrat wird die selektive Beheizung des FGL-Antriebs jedoch entsprechend erschwert.

Hinsichtlich der in Kapitel 4.3 aufgezeigten Designkriterien (O1)-(O6) kann zusammenfassend festgehalten werden:

(O1)-(O3) Die Möglichkeiten der nahezu beliebigen lateralen Formgebung von FGL-Mikrobauteilen werden bislang noch nicht zur mechanischen Optimierung genutzt. Dadurch ergeben sich inhomogene mechanische Spannungsverteilungen, die zu einer Absenkung der Arbeitsdichte und gegebenenfalls zu einer Verminderung der Lebensdauer führen.

Eine konsequente Umsetzung der in Kapitel 4.3 vorgestellten mechanischen Optimierungskonzepte führt zu einer Vergrößerung der Formenvielfalt, die im allgemeinen den Einsatz von FEM-Methoden erforderlich macht.

(O4)-(O6) Die günstigen thermischen Eigenschaften von FGL-Mikrobauteilen erleichtern eine thermische Optimierung. Durch Einhaltung einfacher Designregeln kann eine aufwendige thermische Simulation entfallen.

4.5.1.3 Herstellungsverfahren

Ausgangsmaterial zur Herstellung der hier vorgestellten FGL-Mikroaktoren sind gesputterte und nachfolgend geätzte Dünnschichten auf der Basis von NiTi. Darauf aufbauend wurden eine Reihe unterschiedlicher Mikrostrukturierungs-, Aufbau- und Verbindungstechniken entwickelt. Tabelle 4.4 enthält die wichtigsten Prozessschritte zur Herstellung der in Tabelle 4.3 aufgeführten monolithisch hergestellten FGL-Mikroaktoren.

Die monolithische Herstellung des in Abb. 4.13 gezeigten FGL-Mikroventils basiert auf einem Tiefenätzverfahren der Silizium-Mikromechnik. Als Beispiel sind in Abb. 4.16 die wichtigsten Prozessschritte zur Herstellung der mittleren Ventilebene dargestellt. Zunächst wird durch naßchemisches Tiefenätzen der Waferunterseite eine Siliziummembrane und in der Mitte ein Siliziumplättchen erzeugt. Nachfolgend wird NiTi auf die Oberseite gesputtert, geätzt und naßchemisch mikrostrukturiert. Durch Entfernen der Siliziummembrane werden schließlich NiTi-Brücken freigelegt. Nach der Vereinzelung werden die verschiedenen Ebenen übereinander montiert.

FGL-Mikroaktor	Prozeßschritte	Ref.
Mikroventil	Silizium-Tiefenätzverfahren Magnetronspütern von NiTi Anlassbehandlung Naßchemische Mikrostrukturierung Vereinzelung Bonden	[71]
Mikropumpe	Silizium-Tiefenätzverfahren Magnetronspütern von NiTi Anlassbehandlung Vereinzelung Bonden	[243]
Mikrogreifer	Silizium-Tiefenätzverfahren Präzisionssägen Eutektisches Waferbonden Magnetronspütern von NiTiCu Anlassbehandlung Vereinzelung	[244]
Mikroklammer	Thermische Oxidation von Silizium Aufdampfen einer Ti-Opferschicht Magnetronspütern von NiTi Aufschleudern und Strukturierung von Polyimid Anlassbehandlung Entfernen der Ti-Opferschicht Thermomechanische Behandlung Selektive Substratentfernung, Vereinzelung	[245]

Tabelle 4.4: Prozeßschritte bei der monolithischen Herstellung verschiedener FGL-Mikroaktoren.

Die Spezifikationen des monolithisch hergestellten FGL-Mikroventils sind in Tabelle 4.5 zusammengestellt.

Typ	Größe (mm ²)	Max. Durchfluß / max. Druck- differenz (N ₂ -Gas)	Schaltzeit (ms)	Leistung / Spannung (DC)	Ref.
Si, n.c.	10 x 5	800 Scm / 6700 hPa	50	< 0,3 W / < 3 V	[73]

Tabelle 4.5: Spezifikationen eines monolithisch in Siliziumtechnik hergestellten FGL-Mikroventils. Die Abkürzung n.c. steht für normal geschlossen.

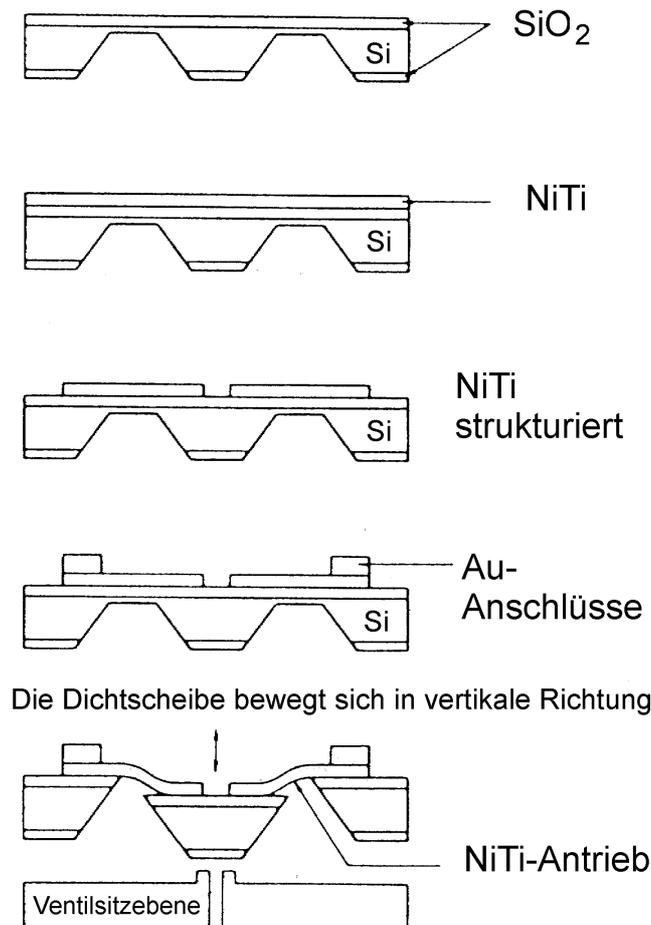


Abb. 4.16: Prozeßablauf zur monolithischen Herstellung der mittleren Ebene des in Ref. [73] vorgestellten FGL-Mikroventils.

Wegen Einschränkungen des anisotropen Ätzverfahrens, wird bei der Herstellung des Mikrogreifers in Abb. 4.14 ein Präzisionssägeverfahren zur Erzeugung senkrechter Siliziumwände eingeführt. Zur Montage zweier mikrostrukturierter Siliziumwafer übereinander wurde ein selektiver eutektischer Bondprozeß entwickelt. Durch die Selektivität wird gewährleistet, daß die Siliziumwafer nur an einer Seite fest verbunden werden und gegenüberliegende Greiferklauen frei beweglich bleiben. Erst nachdem die Siliziumwafer fertig prozessiert sind, werden die Sputterprozesse und Anlassbehandlungen durchgeführt. Die FGL-Schichten werden dabei jeweils auf die Oberseite der Siliziumwafer gesputtert. Da dies sequentiell erfolgt, wird eine FGL-Schicht zweimal gegläht.

Die Herstellung der FGL-Mikroklammer in Abb. 4.15 weicht von dem Schema des Tiefenätzverfahrens ab. Stattdessen wird hier ein Verfahren der Oberflächenmikromechanik genutzt. Dazu wird auf einer SiO_2 -Isolationsschicht zunächst eine Ti-Opferschicht aufgebracht, auf die die FGL-Dünnschicht gesputtert wird. Durch Einführung einer Polyimidschutzschicht wird ein Ablösen der FGL-Dünnschicht bei der nachfolgenden

Anlassbehandlung verhindert. Danach wird die FGL-Dünnschicht naßchemisch mikrostrukturiert. Nach dem Entfernen der Opferschicht erfolgt eine thermomechanische Behandlung zur Einstellung der Gedächtnisgestalt der aus der Ebene gebogenen Biegeelemente. Dazu wird ein Bonddraht auf dem Substrat angebracht, der einen Bogen über die gebogenen Biegeelemente bildet und diese so während der Erwärmung an der Rückstellung hindert. Schließlich wird das Substrat unterhalb der FGL-Mikroklammer mit Hilfe einer Wafersäge teilweise entfernt.

Die hier beschriebenen monolithischen Prozeßschritte erlauben eine parallele Fertigung mikromechanischer Strukturen aus Silizium und FGL in Anlehnung an die Verfahren der Mikroelektronik. Die Anforderung der Prozeßkompatibilität führt jedoch zu verschiedenen Einschränkungen bei der Wahl der Herstellungsparameter:

- Hohe Anlasstemperaturen führen zu Haftungsproblemen der FGL-Dünnschichten als auch anderer Mikrostrukturen auf dem Substrat.
- Temperaturempfindliche Komponenten auf dem Substrat erzwingen eine thermische Behandlung der FGL-Dünnschichten bei reduzierten Temperaturen.
- Die Gedächtnisgestalt ist im wesentlichen auf planare oder aus der Substratebene gebogene Formen beschränkt.
- Die naßchemische Mikrostrukturierung der FGL-Filme erfordert aggressive Ätzlösungen (z.B. auf der Basis von Flußsäure und Salpetersäure), die entsprechende Maßnahmen zum Schutz anderer Bereiche des Substrats erforderlich machen.

Diese Einschränkungen können bei separater Herstellung der FGL-Mikrobauteile und nachfolgender Hybridintegration vermieden werden.

4.5.2 Mikroaktoren aus FGL-Folien

Dünne freistehende Folien aus NiTi können mittlerweile in allen Dickenbereichen oberhalb 5 µm durch Kaltwalzen hergestellt werden [19,20]. Freistehende Bänder aus anderen FGL-Materialien werden beispielsweise mit dem Schmelzspinn-Verfahren hergestellt [247]. Die Breite der Bänder liegt herstellungsbedingt im Bereich einiger Millimeter. Typische Materialdicken betragen 20 bis 50 µm. Da in diesen Fällen das FGL-Material unabhängig von einem Substrat erzeugt wird, ist eine Hybridintegration zur Realisierung von FGL-Mikroaktoren erforderlich.

Im Gegensatz zu FGL-Dünnschichten ergeben sich eine Reihe von Unterschieden, die sich folgendermaßen zusammenfassen lassen:

- In FGL-Folien können die bei schmelzmetallurgischer Herstellung bewährten Materialeigenschaften genutzt werden.

- Die Dicke von NiTi-Folien kann auf anwendungsspezifische Lösungen angepaßt werden.
- Im Dickenbereich oberhalb ca. 30 μm können bereits Mikrostrukturen für Biegebewegungen innerhalb der Substratebene realisiert werden.
- Durch Nutzung von Biegebewegungen können nicht nur große Stellwege, sondern auch große Kräfte erzeugt werden, die in FGL-Dünnschichten nur bei Zugbelastung möglich sind.

Je nach Anwendung können sich aus den genannten Unterschieden Vorteile ergeben, die die Verwendung von Mikroantrieben aus FGL-Folien nahelegen. Diese Vorteile wurden im Forschungszentrum Karlsruhe frühzeitig erkannt und bei der Entwicklung von FGL-Mikroaktoren umgesetzt [198,241]. Diese Arbeiten werden nachfolgend in den Kapiteln 5 und 6 im Detail vorgestellt.

4.6 Entwicklungstrends

Konventionelle FGL-Aktoren konnten bislang nur in wenigen Anwendungen erfolgreich etabliert werden, was nicht zuletzt auf die charakteristischen Nachteile des Formgedächtniseffekts, wie z.B. niedriger Wirkungsgrad und hohe Ansprechzeiten, zurückzuführen ist. Aufgrund des günstigen Skalierungsverhaltens verlieren diese Nachteile jedoch mit zunehmender Miniaturisierung an Bedeutung. Bedingt durch das zum Teil ungünstige Skalierungsverhalten anderer Aktorprinzipien gewinnen die charakteristischen Vorteile, wie z.B. hohe Kräfte und Stellwege, zugleich an Bedeutung. Daher besitzen FGL-Mikroaktoren ein wesentlich größeres Anwendungspotential als konventionelle FGL-Aktoren mit makroskopischen Dimensionen.

Bisherige Entwicklungen von FGL-Mikroaktoren markieren wichtige Fortschritte der Materialentwicklung und der technischen Realisierbarkeit. Die vorgestellten Funktionsmuster zeigen zum Teil bereits vielversprechende Spezifikationen. Für eine breitere Anwendung sind jedoch weitere Entwicklungen notwendig. Wie in Tabelle 4.6 zusammengestellt, lassen sich die derzeit anstehenden Forschungs- und Entwicklungsthemen in die Schwerpunkte Materialforschung, Modellentwicklung und Simulation, Designoptimierung, Herstellungstechnologien, Entwicklung von Testroutinen und Verfahren zur Steuerung und Regelung einteilen.

Wichtige Entwicklungstrends im Bereich FGL-Mikroaktorik sind:

- Die Anwendungsmöglichkeiten von FGL werden durch die Vielfalt an verfügbaren FGL-Materialien bestimmt. Daher kommt der Erweiterung der verfügbaren Materialpalette eine große Bedeutung zu.

F&E-Bereich	F&E-Themen
Materialforschung	Maximale reversible Dehnung Mechanischer Spannungsbereich Ermüdungsverhalten Temperaturbereich Hystereseverhalten Materialanisotropie Biokompatibilität
Modellentwicklung und Simulation	analytisch algorithmisch Tabellenmodell Graphen Ersatzschaltungen Übersichtsschaltbilder
Designoptimierung	Suchverfahren Gradientenverfahren Newtonverfahren Stochastische ableitungsfreie Verfahren: - Evolutionsstrategien - Genetische Algorithmen Computer aided optimization (CAO-) Methode
Dünnschichttechnik	Magnetronspütern Ionenstrahlspütern Laserablation Schmelzspinn-Verfahren Walzen
Mikrostrukturtechnik	Chemisches Ätzen Elektrolytisches Photoätzen Laserschneiden Laserablation Lift-off-Verfahren
Aufbau- und Verbindungstechnik	Klebeverfahren Laserschweißen Löten
Testverfahren	Dreidimensionale Geometrieerfassung Elektrische, mechanische, fluidische, etc. Funktionen Lokale Temperaturverteilungen Dynamische Vorgänge Langzeitverhalten
Steuerung und Regelung	PID-Regler Adaptive Regelungen Inverse Steuerungen

Tabelle 4.6: Forschungs- und Entwicklungsthemen im Bereich der FGL-Mikroaktorik.

- Im Vergleich zu konventionellen Aktoren zeichnen sich FGL-Mikroaktoren aufgrund ihrer beliebigen lateralen Strukturierbarkeit durch eine größere Formenvielfalt und eine starke Kopplung eng benachbarter Funktionseinheiten aus. Im allgemeinen können die physikalischen Eigenschaften nur noch durch gekoppelte Mehrebenen-simulation bestimmt und optimiert werden. Hierfür sind weitere Entwicklungen von Werkzeugen zur Simulation und Optimierung erforderlich.
- Die relativ komplexen Materialeigenschaften von FGL sind dafür verantwortlich, daß das Design von FGL-Aktoren immer noch eine Domäne für Spezialisten ist. Daher sind rechnerbasierte Designwerkzeuge und Material-Datenbanken für eine breitere Anwendung unerlässlich.
- Zur weiteren Miniaturisierung und Integration zusätzlicher Funktionen in FGL-Mikroaktoren sind weitere Technologien zu entwickeln, die zu vorhandenen Verfahren kompatibel sein müssen. Mit zunehmender Komplexität werden zunehmend dreidimensionale Strukturen erforderlich. Dadurch steigt insbesondere der Bedarf an Hybridintegrations-Technologien.
- Die geringen geometrischen Abmessungen der Mikroaktoren erfordern neuartige Testverfahren, mit denen die Funktionsparameter möglichst störungsfrei mit ausreichender Genauigkeit gemessen werden können. Zur Realisierung integrierter Testroutinen werden selbst Mikrotechnologien benötigt, die bereits beim Aktorentwurf berücksichtigt und im Design implementiert werden müssen.
- Für Positionieranwendungen sind geeignete Verfahren zur Steuerung und Regelung zu entwickeln. Einfache Verfahren basieren auf der Rückführung sensorischer Information in einer geschlossenen Wirkungskette unter Verwendung einer Kombination aus Proportional- (P-), Integral- (I-) und Differential- (D-) Glied. Kompakte Lösungen lassen sich durch gleichzeitige Nutzung des aktorischen und sensorischen Verhaltens des Materials verwirklichen („smarte Aktoren“ [9]). Durch digitale Signalverarbeitung sind auch komplizierte Steuerungsstrategien basierend z.B. auf Fuzzy-logic oder neuronalen Netzen kostengünstig realisierbar. Alternative Verfahren beruhen z.B. auf inversen Modellen, die auf theoretischen Berechnungen des Aktorverhaltens basieren [248].
- Die Anwendungsbreite läßt sich insbesondere durch Entwicklung ganzer Aktorsysteme und Systemfamilien steigern, die aus mehreren Aktoren, Sensoren und Signalverarbeitungseinheiten bestehen. Aktorsysteme können, im Gegensatz zu einzelnen Aktoren, vielfältige Funktionen und Anforderungen abdecken, was sie für Anwendungen besonders attraktiv macht.

-
- Durch Entwicklung modularer Bauweisen mit standardisierten Schnittstellen können flexible Aktorsysteme realisiert werden, die eine kostengünstige Anpassung an anwendungsspezifische Anforderungen ermöglichen.

5 FGL-Mikroventile

Die Entwicklungsarbeiten auf dem Gebiet der aktiven Mikroventile mit FGL-Antrieb sind in verschiedenen wissenschaftlichen Arbeiten [249-254], Konferenzbeiträgen [184,204,242, 255-258], Fachzeitschriften [197,259-262] und einer Patentschrift [263] veröffentlicht. Gegenüber bisherigen Entwicklungen unterscheiden sich die hier verfolgten Lösungen im Design von Ventil und Ventiltrieb, in den verwendeten Materialien und in der Herstellungstechnologie. Dabei wird eine neuartige Vorgehensweise verfolgt, die auf der Hybridintegration mikrostrukturierter FGL-Folien und -Dünnschichten mit optimierter lateraler Gestalt beruht.

Zunächst werden der prinzipielle Aufbau und die Funktionsweise der Ventile erläutert, der Ventilentwurf beschrieben und eine Übersicht über verschiedene Entwicklungsrichtungen gegeben. Die Spezifikationen verschiedener Ventilvarianten werden mit den in Kapitel 2 zusammengestellten Leistungsdaten anderer Mikroventile verglichen und hinsichtlich möglicher Anwendungen diskutiert.

5.1 Ventilkonzepte

5.1.1 Aufbau und Funktion

Im einfachsten Fall handelt es sich bei den hier betrachteten FGL-Mikroventilen um 2/2-normal geöffnete Ventile mit zwei fluidischen Anschlüssen zum Schalten von Fluidströmungen in zwei entgegengesetzte Richtungen. Der Prinzipaufbau ist in Abb. 5.1 dargestellt. Die wichtigsten Ventilkomponenten sind eine obere und eine untere Gehäusehälfte mit integriertem Ventilsitz und fluidischen Zu- und Ableitungen, eine Membran, eine Distanzscheibe und ein FGL-Mikroantrieb.

Die zugrunde liegenden Ideen des gewählten Aufbaus lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Das Ventilgehäuse ist in zwei Hälften geteilt. Die untere Hälfte bildet die Fluid-, die obere die Aktorkammer. Die Aufteilung in zwei Hälften erlaubt eine einfache Herstellung des Gehäuses aus Kunststoff durch Massenfertigungsverfahren, wie Heißprägen oder Spritzguß. Prinzipiell können für beide Hälften unterschiedliche Materialien gewählt werden, um speziellen Anforderungen an die Aktor- bzw. Fluidkammer gerecht zu werden.
- Durch Integration einer Membran zwischen beiden Gehäusehälften kann auf einfache Weise eine räumliche Trennung zwischen Fluid- und Aktorkammer realisiert werden, insbesondere wenn das Fluid und der FGL-Antrieb voneinander isoliert bleiben sollen. In diesem Fall übernimmt die Membran zugleich die Dichtfunktion des Ventilsitzes. Durch Mikrostrukturierung der Membran kann ein Druckausgleich zwischen Aktorkammer und

Fluidkammer vorgenommen werden. Falls nur eine Dichtfunktion erforderlich ist, kann die Membran auch durch eine Dichtscheibe oder einen Dichtstempel ersetzt werden. Die Herstellung und Integration einer Membran kann durch Parallelfertigung mit Hilfe des AMANDA-Verfahrens erfolgen [264].

- In der Aktorkammer befindet sich ein mikrostrukturierter FGL-Antrieb, der durch Nutzung des Einweg-Effekts Kräfte und Bewegungen in Richtung senkrecht zum Ventilsitz erzeugt. Der FGL-Antrieb ist so ausgelegt, daß er direkt durch einen elektrischen Strom beheizt werden kann. Als Antriebsgeometrien werden kreisförmige Anordnungen von Mikrobalken oder Mikrobrücken mit planarer Gedächtnisgestalt vorgesehen. Die Herstellung der FGL-Antriebe kann in Parallelfertigung durch Mikrostrukturierung von FGL-Folien oder -Dünnschichten erfolgen.
- Mit Hilfe einer Distanzscheibe werden maximale Dehnung und Spannung im FGL-Antrieb eingestellt. Da die Dicke der Distanzscheibe beliebig wählbar ist, können so einerseits der maximale Hub und Durchfluß, andererseits der maximal kontrollierbare Druck in weiten Bereichen verändert werden. Die Integration der Distanzscheibe erfolgt seriell.

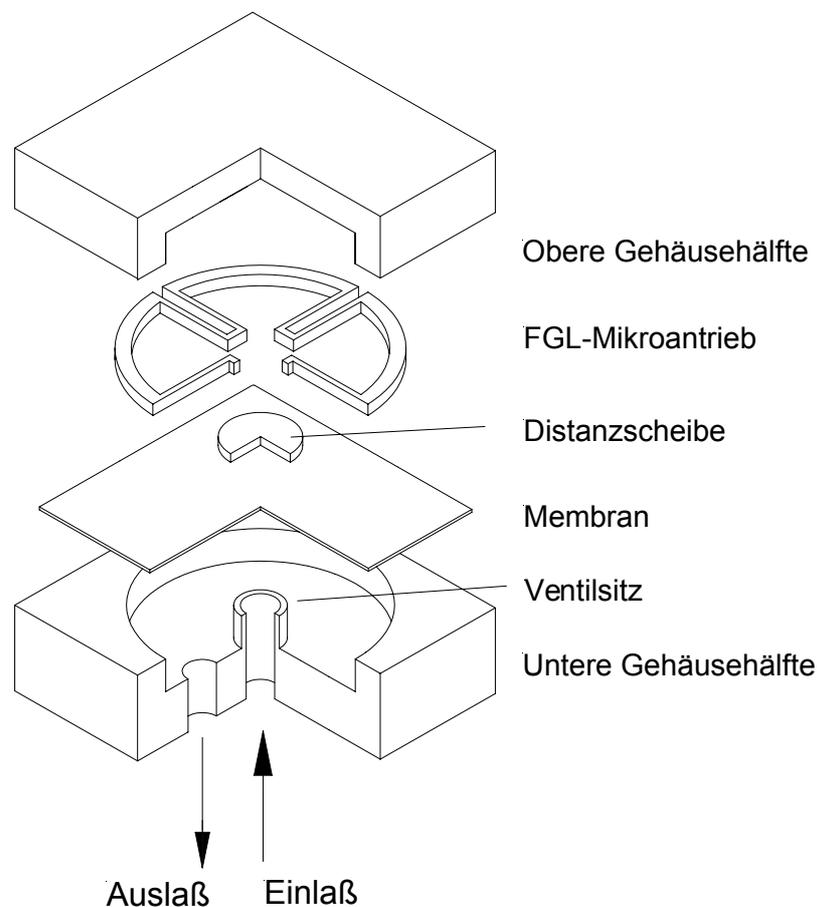


Abb. 5.1: Schematischer Aufbau eines 2/2-normal geöffneten FGL-Mikroventils.

Die Funktionsweise des in Abb. 5.1 gezeigten Ventils ist in Abb. 5.2 veranschaulicht. Im martensitischen Zustand lassen sich die Mikrostrukturen bereits bei einer geringen Druckdifferenz zwischen Ein- und Auslaß leicht in senkrechter Richtung zum Ventilsitz deformieren. In diesem Fall befindet sich das Ventil im normal geöffneten Zustand, siehe Abb. 5.2 (a). Durch Beheizen des Antriebs über die austenitische Umwandlungstemperatur wird der planare Gedächtniszustand wiederhergestellt. Dadurch wird die Membran auf den Ventilsitz gedrückt und das Ventil geht in den geschlossenen Zustand über. Die Rückstellfunktion im unbeheizten Zustand wird durch die Druckdifferenz zwischen Ein- und Auslaß bewerkstelligt. Durch einfache Modifikation des Aufbaus lassen sich auch normal geschlossene Ventile realisieren.

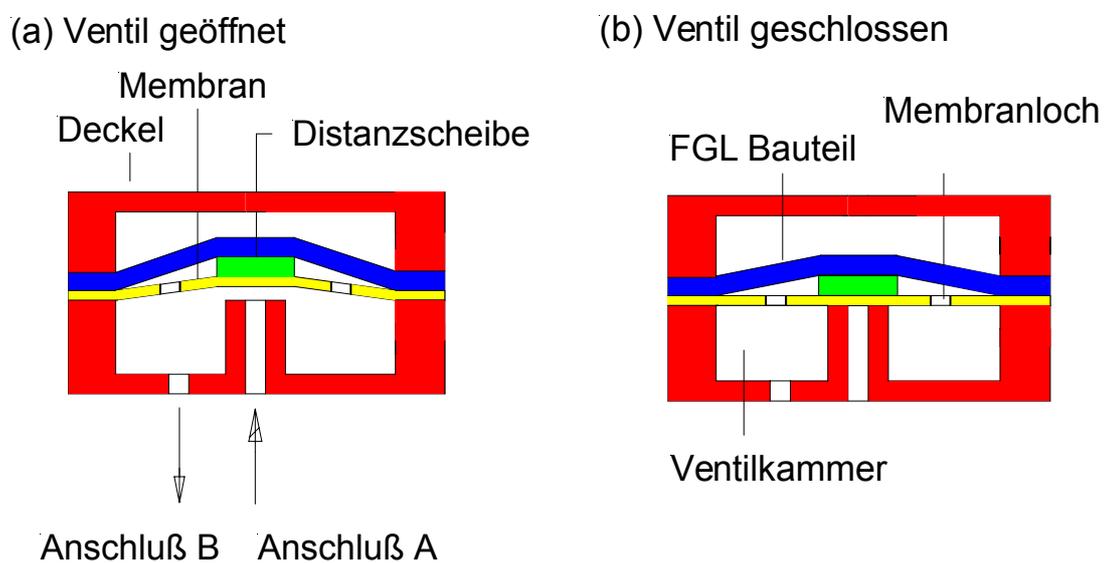


Abb. 5.2: Schema der Funktionsweise eines 2/2-normal geöffneten FGL-Mikroventils.

Die Herstellung der Ventile erfolgt durch Hybridintegration der weitgehend parallel gefertigten Ventilkomponenten. Zur Integration von FGL-Mikroantrieben wird ein speziell entwickeltes Hybridintegrations-Verfahren verwendet [263], das sich insbesondere bei sehr kleinen und empfindlichen Strukturen bewährt hat. Zur mechanischen Verbindung der Ventilkomponenten werden verschiedene Klebtechnologien verwendet. Elektrische Verbindungen werden für Testzwecke durch Drahtbonden hergestellt. Für industrielle Anwendungen werden auch andere Verfahren (Laserschweißen, Integration von Leitmaten) verfolgt. Leitmaten sind anisotrop leitfähige Folien, die industriell bei der Kontaktierung von Displays eingesetzt werden. Sie bestehen aus einem gummielastischen Band mit eingearbeiteten leitfähigen Stiften aus Gold, die eine anisotrope, leitfähige Verbindung schaffen.

5.1.2 Entwurf

Bei den hier vorgestellten FGL-Mikroventilen handelt es sich um Grundlagenentwicklungen. Daher wird hier nicht von einem Lastenheft ausgegangen, das bestimmte Leistungsdaten zum Ziel hat. Ausgangspunkt sind stattdessen verschiedene FGL-Materialien und daraus hergestellte Maschinenelemente (Biegebalken, Brücken) aus denen Ventile entworfen werden, deren Funktionseigenschaften hier von prinzipiellem Interesse sind.

Beim Ventilentwurf sind sowohl die Aktorkomponenten (FGL-Antrieb, Distanzscheibe, gegebenenfalls Rückstellfeder) als auch die fluidischen Komponenten (Ventilsitz, Membran, fluidische Zu- und Ableitung) des Ventils zu berücksichtigen. Im allgemeinen sind die mechanischen und thermischen Eigenschaften der Aktorkomponenten eng mit den fluidischen Eigenschaften des Ventils gekoppelt. Durch thermisch induzierte Bewegung des FGL-Antriebs erfolgt eine Veränderung des Durchflusses. Eine Änderung des Durchflusses bewirkt seinerseits eine Änderung von Druckkraft und konvektiver Kühlung und wirkt dadurch auf komplizierte Weise auf den FGL-Antrieb zurück. Eine experimentelle Erfassung des orts- und zeitabhängigen Strömungsverlaufs ist aufgrund der geringen Abmessungen nicht möglich. Eine detaillierte Simulation der mechanischen, thermischen und fluidischen Eigenschaften ist im allgemeinen nur durch gekoppelte Mehrebenensimulation möglich.

Die hier betrachteten Ventile zeichnen sich jedoch durch eine Reihe von Eigenschaften aus, die eine vereinfachte Betrachtungsweise erlauben:

- Im austenitischen Zustand wirkt der FGL-Antrieb wie eine elastische Feder. Dadurch ist eine vereinfachte Beschreibung des Kräftegleichgewichts zwischen FGL-Antrieb und Druckkraft möglich.
- Im geöffneten und geschlossenen Betriebszustand sind nur die Zustände vollständiger Phasenumwandlung im FGL-Antrieb von Interesse. In diesem Fall liegen reine Phasenzustände (Austenit oder Martensit bzw. R-Phase) und damit reproduzierbare Dehnungs- und Spannungszustände vor, die auch bei nichtlinearer Spannungs-Dehnungs-Kennlinie eine Beschreibung mit Hilfe eines effektiven E-Moduls ermöglichen.
- Das Durchfluß-Druck-Verhalten wird im wesentlichen durch den Ringspalt zwischen Ventilsitz und Membran bestimmt. Dies ermöglicht eine einfache analytische Betrachtungsweise.
- Die Dynamik des FGL-Antriebs wird durch die Wärmeübergangszeiten beim Heizen und Kühlen bestimmt. Im stationären Gleichgewicht von Heiz- und Kühlvorgang kann das Ventilverhalten als zeitunabhängig betrachtet werden. Insbesondere Trägheitseffekte sind vernachlässigbar.

5.1.2.1 Mechanische Eigenschaften

In erster Näherung kann das mechanische Verhalten der Ventile im geöffneten und geschlossenen Zustand analytisch abgeschätzt werden. Je nach Aktor-Grundelement wird hierbei die elastische Theorie von Biegebalken oder Brücken betrachtet. Ortsaufgelöste mechanische Spannungs- und Dehnungsprofile in den FGL-Antrieben werden durch FEM-Simulationen bestimmt. Zur optimalen Nutzung des Formgedächtniseffekts wird die laterale Gestalt der FGL-Antriebe optimiert. Die maximale Arbeitsdichte der FGL-Mikroventile wird durch die mechanischen Belastungsgrenzen der FGL-Antriebe und gegebenenfalls der Rückstellelemente bestimmt.

5.1.2.2 Thermische Eigenschaften

Das thermische Verhalten des FGL-Antriebs wird durch die elektrische Heizleistung und durch die Kühlmechanismen Wärmeleitung und Konvektion im Ventil bestimmt. Im betrachteten Temperaturbereich unter 200 °C spielt Wärmestrahlung eine unbedeutende Rolle. Die räumliche Verteilung der Wärmequellen und –senken in den Ventilen macht eine thermische FEM-Simulation erforderlich. In erster Näherung kann dabei die Kopplung zwischen mechanischer Öffnung des Ventilsitzes und konvektiver Kühlung des FGL-Antriebs durch einen effektiven Wärmeübergangskoeffizienten beschrieben werden. Zur Minimierung der Öffnungszeiten der Ventile ist gegebenenfalls die Wärmeübergangsrate des FGL-Antriebs beim Kühlen zu optimieren. Dazu wird insbesondere eine ausreichend dimensionierte Wärmesenke vorgesehen, die über einen Wärmeleiter mit dem FGL-Antrieb in Verbindung steht.

5.1.2.3 Fluidische Eigenschaften

Bei der analytischen Beschreibung des Durchfluß-Druck-Verhaltens im Ringspalt zwischen Ventilsitz und Membran müssen einige Besonderheiten beachtet werden, die sich aus der geringen Abmessung der Spaltlänge L in Durchflußrichtung im Vergleich zum hydraulischen Durchmesser D_h ergeben. Makroskopische Strömungsverhältnisse würden im Fall $L/D_h > 70$ vorliegen, wobei in diesem Fall bei einer kritischen Reynoldszahl von ca. 2300 ein Übergang von laminarem zu turbulenter Verhalten erfolgt [265]. In den hier betrachteten Mikroventilen liegt das L/D_h - Verhältnis deutlich unterhalb von 70. Daraus ergeben sich folgende Konsequenzen [266]:

- Bei kleinem L/D_h - Verhältnis kann sich keine turbulente Strömung ausbilden.
- Es existiert eine kritische Reynoldszahl $Re_t = C/\zeta \cdot L/D_h$, oberhalb der ein Übergang zwischen laminarer Strömung und nicht vollständig ausgebildeter Strömung mit

dominierenden Inertialverlusten stattfindet. Bei dem Parameter C handelt es sich um einen Reibungskoeffizienten, der bei rechteckigem Kanalquerschnitt den Wert 96 annimmt. Der Parameter ζ beträgt bei $L/D_h < 1$ ca. 2,6.

Bei den hier betrachteten Mikroventilen liegt das L/D_h - Verhältnis im Bereich 0,2 bis 2 und die kritische Reynoldszahl Re_t liegt zwischen 8 und 75. Die Reynoldszahlen erreichen bei den hier interessierenden Druck- und Durchflußbereichen dagegen deutlich höhere Werte als Re_t . Daher muß von einer nicht vollständig ausgebildeten Strömung mit dominierenden Inertialverlusten ausgegangen werden. In diesem Fall kann das Durchfluß-Druck-Verhalten durch folgende Näherungslösungen simuliert werden [266]:

$$Q = \frac{A}{2\sqrt{\zeta}} \sqrt{\frac{2}{\rho} \frac{p_{in}^2}{p_{out}}} \quad (5.1)$$

Gleichung 5.1 ist bei diatomaren Gasen und isothermen Bedingungen anwendbar, wobei das Verhältnis von Ein- und Auslaßdruck p_{in}/p_{out} die Bedingung $p_{in}/p_{out} > 2$ erfüllen muß. Bei diatomaren Gasen im Fall $p_{in}/p_{out} < 2$ und bei inkompressiblen Flüssigkeiten gilt näherungsweise:

$$Q = \frac{A}{\sqrt{\zeta}} \sqrt{\frac{2}{\rho} \Delta p} \quad (5.2)$$

Dabei bezeichnen A und ρ jeweils die Querschnittsfläche des Durchlaufs und die Dichte des Fluids, Δp steht für die Differenz zwischen Ein- und Auslaßdruck $p_{in}-p_{out}$. Die Kopplung zwischen dem Durchfluß Q und dem mechanischen Hub der Ventilmembran über dem Ventilsitz wird hier durch die Querschnittsfläche A beschrieben, die aus dem Aktorhub Δz und dem mittleren Umfang des Ventilsitzes berechnet wird.

In mikrofluidischen Strömungen können unter Umständen weitere Besonderheiten auftreten, die zu Abweichungen von einfachen Strömungsmodellen führen:

- In Gasen kann die mittlere freie Weglänge die Abmessungen des Durchlaufkanals erreichen.
- In Flüssigkeiten spielen Oberflächenspannungseffekte und Effekte von Gasbläschen eine Rolle.

Diese Effekte werden im Rahmen der hier vorgestellten Entwicklungsarbeiten nicht näher betrachtet.

5.1.3 Übersicht

Tabelle 5.1 gibt eine Übersicht über die im Rahmen der Entwicklungsarbeiten hergestellten FGL-Ventilvarianten. Prinzipiell wird zwischen den Betriebsarten ‚normal geöffnet‘ und

„normal geschlossen“ unterschieden, die zu einem unterschiedlichen Ventilaufbau führen. Weitere Unterschiede ergeben sich aus der Verwendung verschiedener FGL-Materialien, die unterschiedliche Technologien zur Ventilherstellung erfordern. Bislang wurden sowohl gewalzte FGL-Folien im Dickenbereich zwischen 100 und 20 μm als auch gesputterte FGL-Dünnschichten mit charakteristischen Dicken von 10 μm eingesetzt. Ein weiteres Unterscheidungsmerkmal folgt aus der Verwendung der Ventile für Gas- oder Flüssigkeitsbetrieb. Die Ventilvarianten sind teilweise noch in Untervarianten gegliedert, die zur Untersuchung verschiedener Einflußgrößen, z.B. der verwendeten FGL-Materialien, hergestellt wurden.

	Variante 1	Variante 2	Variante 3	Variante 4	Variante 5
Material des FGL-Antriebs (Einweg-Effekt)	FGL-Folie $d = 100 \mu\text{m}$	FGL-Folie $d = 20 \mu\text{m}$	FGL-Folie $d = 20 \mu\text{m}$	FGL-Dünnschicht $d = 10 \mu\text{m}$	FGL-Folie $d = 100 \mu\text{m}$
Material des Rückstellelements (pseudoelastischer Effekt)	-	-	-	-	FGL-Folie $d = 90 \mu\text{m}$
Betriebsart	n.o.	n.o.	n.o.	n.o.	n.c.
Medium	N ₂ -Gas	N ₂ -Gas	Wasser	N ₂ -Gas	N ₂ -Gas

Tabelle 5.1: FGL-Ventilvarianten. Die Abkürzungen n.o. und n.c. stehen für die Betriebsarten „normal geöffnet“ und „normal geschlossen“; d bezeichnet die Dicke der Materialien.

5.2 Materialeigenschaften

Die zur Ventilherstellung verwendeten FGL-Materialien unterscheiden sich sowohl in ihrer chemischen Zusammensetzung als auch in ihrer Herstellungsweise. Nachfolgend sind die wichtigsten thermischen und mechanischen Materialeigenschaften zusammengestellt. Typische Material-Kennlinien sind in den Kapiteln 3.4.2 - 3.4.5 zu finden.

5.2.1 Gewalzte FGL-Folien

Mit Ausnahme von Ventilvariante 3 werden zur Ventilherstellung gewalzte Folien aus NiTi verwendet, deren Dicke als frei wählbarer Parameter beim Ventildesign eingeht. Ausgangsmaterialien für die Ventilantriebe sind NiTi-Folien mit Einweg-Effekt. Bei normal geschlossenen Ventilen werden zusätzlich NiTi-Folien mit pseudoelastischem Effekt als Rückstellelement eingesetzt. Auf die Herstellung der Folien wird in Kapitel 4.4.3 eingegangen.

5.2.1.1 NiTi-Folien mit Einweg-Effekt

Folien der Dicke 100 und 20 μm wurden von verschiedenen Herstellern bezogen. Die Legierungszusammensetzung wurde durch chemische Analyse ermittelt. Der Ni- und Ti-Gehalt ist bei Folien der Dicke 100 μm jeweils 50 At.-%. Bei Folien mit 20 μm Dicke werden ein etwas geringerer Ti-Gehalt von 49 At.-% und ein entsprechend höherer Ni-Gehalt von 51 At.-% gefunden. Der Sauerstoffgehalt liegt in beiden Fällen unter 0,1 At.-%.

Zunächst wird die herstellungsbedingte Oxidschicht entfernt und nachfolgend eine Wärmebehandlung der FGL-Folie in planarer Form durchgeführt. Die Wärmebehandlung erfolgt in einem Rohrofen in Vakuum bei 823 K für die Dauer von 10 Minuten. Nach der Wärmebehandlung wird der Ofen mit Stickstoff gespült, um durch Beschleunigung der Abkühlzeit die Bildung von Ausscheidungen zu vermeiden. Durch die Wärmebehandlung wird die Gedächtnisgestalt vorgegeben. Darüberhinaus werden die Übergangstemperaturen der Phasenumwandlung eingestellt. Ihre Bestimmung erfolgt sowohl durch DSC-Analyse als auch durch elektrische und mechanische Charakterisierung von Teststrukturen aus Doppelbiegebalken.

Die durch DSC-Analyse bestimmten Übergangstemperaturen der beiden NiTi-Folien sind in Tabelle 5.2 zusammengestellt.

Material	M_s (°C)	M_f (°C)	R_s (°C)	R_f (°C)	A_s (°C)	A_f (°C)
NiTi-50 At.-%, $d = 100 \mu\text{m}$ (Kaltverformung 20%, Wärmebehandlung 823 K für 10 min)	23	14	43	38	55	64
NiTi-49 At.-%, $d = 20 \mu\text{m}$ (Grad der Kaltverformung unbekannt, Wärmebehandlung 723 K für 30 min)	16	-20	44	25	38	60

Tabelle 5.2: Materialzusammensetzung und Übergangstemperaturen von NiTi-Folien mit Einweg-Effekt.

Bei Abkühlung wird in beiden Fällen eine zweistufige Phasenumwandlung der Abfolge Austenit \rightarrow R-Phase \rightarrow Martensit beobachtet. Beim Erwärmen erfolgt nur eine einstufige Umwandlung von der martensitischen Phase direkt in die austenitische Phase. Die martensitische Umwandlung findet im wesentlichen unterhalb Raumtemperatur statt. Folglich tritt bei thermischer Zyklierung der Materialien mit elektrischem Strom nur eine einstufige R-

Phasenumwandlung auf. Dieses Verhalten wird auch bei mechanischer Belastung beobachtet, solange die maximale Dehnung unterhalb ca. 0,6 % bleibt [140]. Bei höheren Dehnungen tritt zusätzlich SIM-Bildung auf. Bei ca. 0,8 % wird die plastische Deformationsgrenze erreicht. Im R-Phasenzustand liegt die plastische Deformationsgrenze je nach Belastungsrichtung bei mechanischen Spannungen zwischen 60 und 90 MPa. Im austenitischen Zustand wird die plastische Deformationsgrenze je nach Materialbehandlung bei Werten zwischen 250 und 400 MPa überschritten.

Untersuchungen der lastabhängigen Auslenkung von Biegebalken-Teststrukturen bei verschiedenen Temperaturen erlauben eine Bestimmung des E-Moduls im austenitischen Zustand E^A und eines dehnungsabhängigen effektiven E-Moduls im R-Phasenzustand \bar{E}^R . Die Auswertung der gemessenen Auslenkungen mit Hilfe eines elastischen Biegebalken-Modells ergibt die in Tabelle 5.3 zusammengestellten E-Module.

Material	E^A (GPa)	\bar{E}^R (GPa)
NiTi-50 At.-%, $d = 100 \mu\text{m}$	53	12 ($\epsilon_{max} = 0,8 \%$)
NiTi-49 At.-%, $d = 20 \mu\text{m}$	55	23 ($\epsilon_{max} = 0,4 \%$)

Tabelle 5.3: E-Module von NiTi-Folien mit Einweg-Effekt. Die Bestimmung der E-Module erfolgte bei den Temperaturen $T \approx A_f(E^A)$ und $T = 23 \text{ }^\circ\text{C}$ (\bar{E}^R). ϵ_{max} bezeichnet die maximale Dehnung im Biegebalken.

Durch das Kaltwalzen wird dem Material eine Vorzugsrichtung eingeprägt, die zu einer Orientierungsabhängigkeit der Umwandlungsdehnung führt. Wird der Formgedächtniseffekt jedoch nur auf der Basis einer reinen R-Phasenumwandlung genutzt, so ist der Einfluß der Walzrichtung auf die mechanischen Eigenschaften des Materials vernachlässigbar.

5.2.1.2 NiTi-Folien mit pseudoelastischem Effekt

Die NiTi-Folie mit pseudoelastischem Effekt wird in einer Dicke von 90 μm mit blank geätzter Oberfläche und planarer Gedächtnisgestalt vom Hersteller bezogen. Die Massenanteile sind 56,6 % Ni und 43,4 % Ti. Die durch DSC-Analyse bestimmte Endtemperatur der austenitischen Umwandlung A_f liegt bei dieser Legierung bei 10 $^\circ\text{C}$. Der pseudoelastische Effekt wird daher durch SIM-Bildung hervorgerufen.

5.2.2 Gesputterte FGL-Dünnschichten

Zur Herstellung der FGL-Antriebe werden durch Magnetronsputtern hergestellte Dünnschichten des Materialsystems Ni-Ti-Pd-Cu verwendet. Die FGL-Schichten werden auf ein poliertes Substrat aus einer Al₂O₃-Sinterkeramik gesputtert, auf der sich eine Opferschicht befindet. Die Al₂O₃-Sinterkeramik ist gegenüber den verwendeten Ätzlösungen chemisch inert und bis 800 °C thermisch stabil. Zwischen der Keramik und den FGL-Dünnschichten wird eine gute Haftung erzielt, wobei der geringe Unterschied der thermischen Ausdehnungskoeffizienten von $2 \times 10^{-6}/\text{K}$ zu geringen thermisch induzierten Spannungen bei der Anlassbehandlung führt. Die Stöchiometrie der pulvermetallurgisch hergestellten Targets ist Ti₅₄Ni₄₆, Ti₅₅(Ni₆₅Cu₃₅)₄₅ und Ti₅₄(Ni₄₀Pd₆₀)₄₆. Bei einem Abstand zwischen Target und Substrat von 50 mm, einem Argon-Druck von 0,4 Pa und einer Sputterleistung von 300 W liegt die Abscheiderate je nach Targetzusammensetzung zwischen 7,5 und 10 µm/h. Die zunächst amorphe Dünnschicht wird nachfolgend kristallisiert. Dazu wird eine Anlassbehandlung in einem Rohrofen unter Hochvakuum bei 843 K für eine Dauer von 45 min durchgeführt. Dabei werden die Dünnschichten zwischen Ti-Bleche geklemmt, die als Gettermaterial für Restsauerstoff wirken und dadurch die Bildung einer Oxidschicht verhindern.

Die chemische Zusammensetzung der Dünnschichten wird durch wellenlängendispersive Röntgenanalyse ermittelt. Dabei wird in allen Schichten eine Reduktion des Ti-Gehalts um 1,8-3,5 At.-% gegenüber der Targetzusammensetzung festgestellt. Der Sauerstoffgehalt liegt unter 1 At.-%. Details zur Herstellung und Charakterisierung der FGL-Dünnschichten sind in [206] beschrieben.

Zur Bestimmung der Übergangstemperaturen werden sowohl DSC-Analysen als auch elektrische und mechanische Messungen an Teststrukturen aus Doppelbiegebalken durchgeführt. In Tabelle 5.4 sind die gemittelte chemische Zusammensetzung der Dünnschichten und durch DSC-Analyse bestimmte Übergangstemperaturen zusammengestellt.

Material	M_s (°C)	M_f (°C)	R_s (°C)	R_f (°C)	A_s (°C)	A_f (°C)
(a) Ti ₅₂ Ni ₄₈	-40	< -70	50	35	37	52
(b) Ti ₅₃ Ni ₃₀ Cu ₁₅	36	19	-	-	35	52
(c) Ti ₅₂ Ni ₂₀ Pd ₂₈	89	60	-	-	84	132

Tabelle 5.4: Gemittelte chemische Zusammensetzung und Übergangstemperaturen gesputterter Dünnschichten.

Die niedrigen martensitischen Umwandlungstemperaturen der binären NiTi-Dünnschichten lassen auf einen Ni-Anteil über 50 % in der Matrix schließen. Die gemittelte chemische Zusammensetzung spiegelt daher nicht die Zusammensetzung der Matrix wider. Da die martensitische Umwandlung unterhalb Raumtemperatur auftritt, wird bei Zyklisierung mit elektrischem Strom eine reine R-Phasenumwandlung beobachtet. In ternären NiTiCu- und NiTiPd-Legierungen tritt die martensitische Umwandlung dagegen oberhalb Raumtemperatur auf. Die martensitische Umwandlung bietet den Vorteil, daß wesentlich höhere maximale Dehnungen reversibel genutzt werden können.

Das Materialsystem Ni-Ti-Pd eignet sich besonders zur Einstellung der Betriebstemperatur der Mikroventile. Durch Erhöhung des Pd-Anteils können die Übergangstemperaturen der NiTiPd-Dünnschichten stark erhöht werden. Allerdings werden die Umwandlungstemperaturen zusätzlich von der Temperatur der Anlassbehandlung beeinflusst [205]. Im vorliegenden Fall wird eine relativ niedrige Temperatur zur Anlassbehandlung gewählt, um eine Diffusion der Au-Opferschicht in die NiTiPd-Dünnschicht zu vermeiden. Daraus ergeben sich relativ niedrige Umwandlungstemperaturen. Bei Verwendung der vorliegenden NiTiPd-Dünnschichten ist ein Ventilbetrieb bei Umgebungstemperaturen bis 60 °C möglich.

Der E-Modul der Dünnschichten im austenitischen Zustand E^A wird durch Untersuchung der lastabhängigen Auslenkung von Biegebalken-Teststrukturen bestimmt. Die Auswertung mit Hilfe eines elastischen Biegebalken-Modells ergibt: $E^A = 65$ GPa (NiTi), $E^A = 100$ GPa (NiTiCu) und $E^A = 105$ GPa (NiTiPd). Der Fehler bei dieser Bestimmung liegt bei ca. 20 %, da sich, aufgrund der geringen Schichtdicke, Abweichungen von einem konstanten Dickenprofil und Meßungenauigkeiten bei der Schichtdicken-Bestimmung besonders stark auswirken.

5.3 Normal geöffnete FGL-Mikroventile

Normal geöffnete Ventile befinden sich ohne Leistungszufuhr von außen im geöffneten Zustand. Aufgrund der leichten Deformierbarkeit des FGL-Antriebs im martensitischen oder R-Phasenzustand genügt zur Ventilöffnung eine geringe Druckdifferenz zwischen Einlaß und Auslaß. Aus diesem Grund wird die Druckdifferenz zur Ventilöffnung und gleichzeitig zur Rückstellung des FGL-Antriebs verwendet. Dadurch ist kein Rückstellelement erforderlich.

5.3.1 Ventildesigns

Ausgangspunkt beim Design der FGL-Mikroventile sind verschiedene FGL-Materialien und die daraus hergestellten Maschinenelemente ‚Biegebalken‘ und ‚Brücken‘. Die

Vorgehensweise beim Design der FGL-Antriebe und Ventilkomponenten orientiert sich dabei an den in Kapitel 4.3 diskutierten Optimierungskriterien (O1)-(O6).

5.3.1.1 Variante 1 mit FGL-Folienantrieb großer Dicke

Die zugrunde liegende Idee bei Ventilvariante 1 besteht in der Nutzung der Kräfte und Auslenkungen von FGL-Biegebalken. Untersuchungen an Teststrukturen im Dickenbereich $d=100\ \mu\text{m}$ zeigen, daß FGL-Biegebalken ein geeignetes Maschinenelement sind, mit dem sich günstige Kombinationen großer Kräfte und Auslenkungen realisieren lassen [183,198]. Zur Erhöhung der Kraft werden mehrere Biegebalken in kreisförmiger Anordnung um den Ventilsitz angeordnet. Um eine elektrische Beheizung aller Biegebalken mit zwei elektrischen Anschlüssen zu ermöglichen, werden die Biegebalken elektrisch seriell miteinander verbunden. Abb. 5.3 zeigt einen derartigen FGL-Mikroantrieb. Die Herstellung erfolgte durch Laserschneiden aus einer gewalzten FGL-Folie.

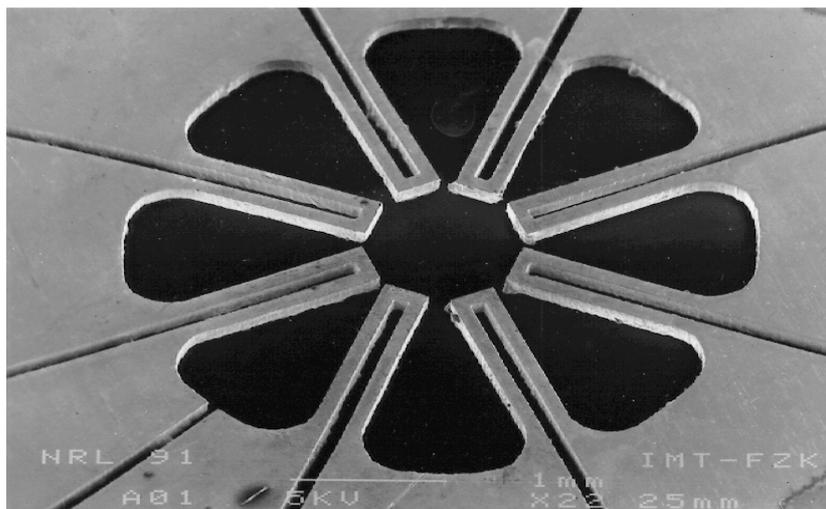


Abb. 5.3: FGL-Mikroantrieb bestehend aus einer kreisförmigen Anordnung von Doppelbiegebalken konstanter Breite.

Abb. 5.4 zeigt schematisch den Lastfall bei Ventilvariante 1 in geschlossenem Zustand. Der FGL-Biegebalken wird durch die Distanzscheibe senkrecht zum Ventilsitz deformiert. Dadurch entsteht an den gemeinsamen Kontaktpunkten von FGL-Biegebalken und Distanzscheibe eine Kraft senkrecht zum Ventilsitz. In geschlossenem Zustand stellt sich das Kräftegleichgewicht ein:

$$F^A = F_{\Delta p} + F_c, \quad (5.3)$$

wobei F^A , $F_{\Delta p}$ und F_c jeweils die Kraft der Biegebalken im austenitischen Zustand, die Druckkraft und die Schließkraft bezeichnen. Bei gegebener Kraft der Biegebalken F^A nimmt die Schließkraft mit zunehmender Druckkraft ab, bis schließlich das Kräftegleichgewicht

$F^A = F_{\Delta p}$ erreicht wird und die Schließkraft verschwindet. In diesem Fall liegt die maximal kontrollierbare Druckdifferenz vor. Bei höheren Druckkräften öffnet sich das Ventil und verbleibt im geöffneten Zustand, unabhängig vom Phasenzustand der FGL-Biegebalken. Bei gegebener Druckkraft unterhalb der maximalen kontrollierbaren Druckdifferenz wird das Kräftegleichgewicht 5.3 durch Übergang vom austenitischen zum R-Phasenzustand zu Gunsten der Druckkraft geändert. Wenn die Druckkraft die Schließkraft überwiegt, öffnet sich das Ventil. In diesem Fall liegt das folgende Kräftegleichgewicht vor:

$$F^R = F_{\Delta p} . \quad (5.4)$$

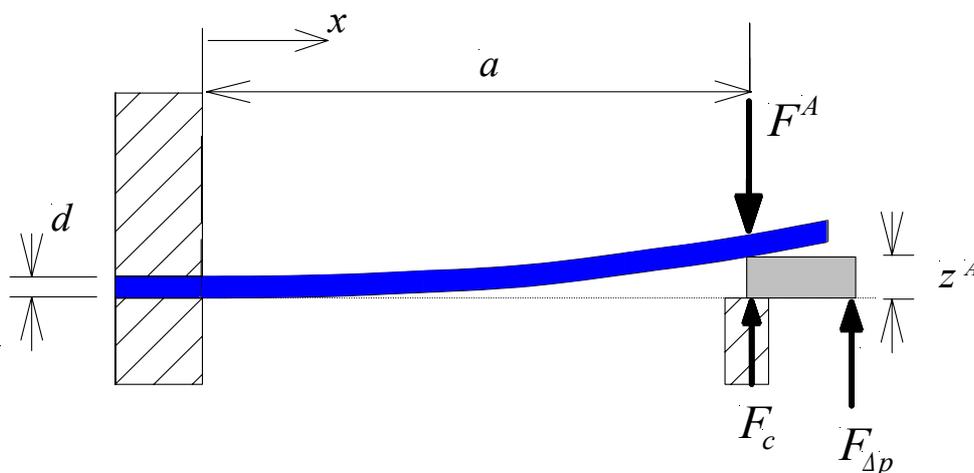


Abb. 5.4: Lastfall eines Biegebalkens bei Ventilvariante 1 in geschlossenem Zustand.

Aufgrund der Punktbelastung tritt in Biegebalken mit konstanter Balkenbreite und -dicke ein Spannungsmaximum an der Einspannstelle auf. In diesem Fall wird der Formgedächtniseffekt nur unzureichend ausgenutzt. Zur Erfüllung der mechanischen Optimierungskriterien (O1)-(O3) wird die laterale Breite der FGL-Biegebalken $w(x)$ optimiert. Im vorliegenden Lastfall kann die Optimierung analytisch durchgeführt werden. Da die FGL-Biegebalken ihre maximale Kraft im geschlossenen Zustand aufbringen, wird dabei der austenitische Zustand betrachtet.

Das Biegemoment $M_b(x)$ wird durch die Summe von Druckkraft $F_{\Delta p}$ und Schließkraft F_c bestimmt:

$$M_b(x) = (F_{\Delta p} + F_c)(a - x) \quad (5.5)$$

Aus den Gleichungen 4.21, 5.3 und 5.5 folgt das optimierte Breitenprofil:

$$w(x) = \frac{6F^A(a - x)}{\sigma_{limit}d^2} \quad (5.6)$$

Die Breite der Biegebalken nimmt vom Balkenende bis zur Einspannstelle linear zu. In diesem Fall liegt eine homogene Randspannung an der Ober- und Unterseite des Biegebalkens der Größe σ_{limit} vor. Die mechanische Spannung σ_{limit} wird durch die tolerierbare Belastungsgrenze des Materials und Anforderungen an die maximale Arbeitsdichte bestimmt. Bei dem verwendeten Material wird von einer Belastungsgrenze im austenitischen Zustand von 130 MPa ausgegangen, um bei einer R-Phasenumwandlung unterhalb der 0,8 % - Dehnungsgrenze zu bleiben. Die erforderliche Kraft der Biegebalken im austenitischen Zustand F^A wird durch die maximal kontrollierbare Druckdifferenz und die Geometrie des Ventilsitzes bestimmt.

In Abb. 5.5 ist ein FGL-Mikroantrieb mit optimiertem Breitenprofil der Biegebalken zu sehen. Die Herstellung erfolgte durch Laserschneiden aus einer gewalzten FGL-Folie. Theoretisch sollte die Balkenbreite am freien Ende gegen Null gehen. In der realen Ausführung wird aus herstellungstechnischen Gründen eine minimale Balkenbreite von 100 μm eingehalten. An diesen Stellen sind die Biegebalken unterbelastet. Dies wirkt sich auf die Kräftebilanz jedoch nur geringfügig aus. Die maximale Balkenbreite wird nicht größer als 600 μm gewählt, um den Heizstrom gering zu halten. Der minimale Abstand zwischen den Balken ist durch die Schnittspaltweite des verwendeten Lasers auf ca. 50 μm begrenzt. Diese Randbedingungen führen, bei einem Durchmesser der Ventilkammer von 4 mm, zu einem Antriebsdesign mit 8 Doppelbiegebalken.

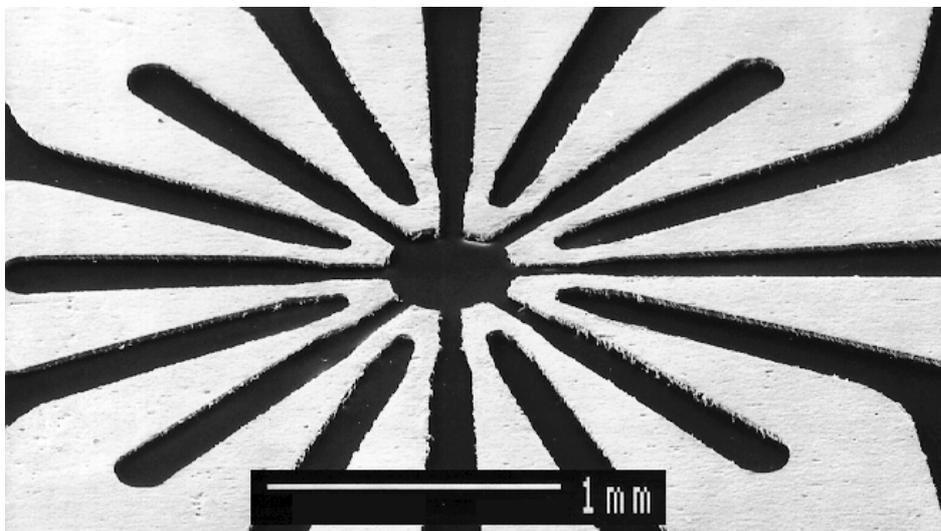


Abb. 5.5: FGL-Mikroantrieb bestehend aus einer kreisförmigen Anordnung von Doppelbiegebalken mit optimiertem Breitenprofil.

Die Auslenkung der FGL-Biegebalken im austenitischen Zustand folgt aus der elastischen Theorie für trapezförmige Balken zu [267]:

$$z^A = 4k \frac{F^A}{E_A w(0)} \frac{a^3}{d^3} \quad (5.7)$$

Der Parameter k hängt vom Breitenverhältnis $w(a)/w(0)$ ab und nimmt Werte zwischen 1 und 1,5 an. Durch Einsetzen der geforderten Kraft der Biegebalken F^A in Gleichung 5.7 kann nun die Dicke der Distanzscheibe berechnet werden.

Die Auslenkung der FGL-Biegebalken im R-Phasenzustand wird analog zu Gleichung 5.7 unter Verwendung der entsprechenden Kraft F^R und des effektiven E-Moduls \bar{E}^R bestimmt. Die Differenz der Auslenkungen $z^A - z^R$ ergibt dann den Hub des FGL-Antriebs. Aus dem Hub der Membran und der Ventilsitzgeometrie folgt die Querschnittsfläche des Durchlaufs am Ventilsitz und mit Hilfe der Gleichungen 5.1 oder 5.2 der Durchfluß durch den Ringspalt. Wird zwischen Ventil- und Aktorkammer ein Druckausgleich vorgesehen, so ist die Auslenkung im R-Phasenzustand nur sehr ungenau bestimmbar, da nach dem Öffnen des Ventils das Kräftegleichgewicht 5.4 keine Gültigkeit mehr besitzt.

Von Ventilvariante 1 werden zwei Untervarianten hergestellt, die sich im wesentlichen hinsichtlich der Ventilsitzbreite unterscheiden. Durch Vergleich beider Untervarianten kann der Einfluß der Ventilsitzbreite auf das Dichtungsverhalten im geschlossenen Zustand untersucht werden. Die wichtigsten Designparameter sind in Tabelle 5.5 zusammengestellt.

	Variante 1a	Variante 1b
Durchmesser der Ventilkammer	4 mm	4 mm
Außendurchmesser des Ventilsitzes	1 mm	1 mm
Innendurchmesser des Ventilsitzes	0,5 mm	0,9 mm
Totvolumen	3,5 µl	1,4 µl
Durchmesser von Einlaß und Auslaß	0,5 mm	0,4 mm
Durchmesser der Distanzscheibe	1,6 mm	0,7 mm
Dicke der Distanzscheibe	60 µm	50 µm
Minimale Balkenbreite des FGL-Antriebs	100 µm	100 µm
Maximale Balkenbreite des FGL-Antriebs	550 µm	600 µm
Balkenlänge	1,5 mm	1,75 mm
Anzahl der Balken	16	16
Dicke des FGL-Antriebs	100 µm	100 µm
Membrandicke	3 µm	3 µm

Tabelle 5.5: Designparameter von FGL-Ventilen der Variante 1.

5.3.1.2 Varianten 2 und 3 mit FGL-Folienantrieb geringer Dicke

FGL-Antriebe mit geringer Dicke eignen sich insbesondere zur Realisierung kompakter Baugrößen und günstiger dynamischer Eigenschaften. Bei der weiteren Miniaturisierung des FGL-Antriebs wird insbesondere das Ziel verfolgt, die Antriebskraft möglichst beizubehalten. Dabei wird eine Abnahme der Antriebsauslenkung in Kauf genommen. Bei Dickenreduktion von FGL-Biegebalken kann die Anforderung einer gleichbleibenden Kraft jedoch nicht erfüllt werden. Daher wird bei FGL-Folienantrieben geringer Dicke das Biegebalken-Konzept aufgegeben. Untersuchungen an Teststrukturen im Dickenbereich 10-20 μm zeigen, daß sich stattdessen mit FGL-Brücken die Ziele ‚hohe Kraft‘ und ‚moderate Auslenkung‘ realisieren lassen. Wie im Fall der Biegebalken wird eine kreisförmige Anordnung mehrerer Brücken um den Ventilsitz gewählt, um die Kraft zu erhöhen. Abb. 5.6 zeigt beispielsweise ein Antriebsdesign bestehend aus drei FGL-Brücken, die elektrisch parallel miteinander verbunden sind.

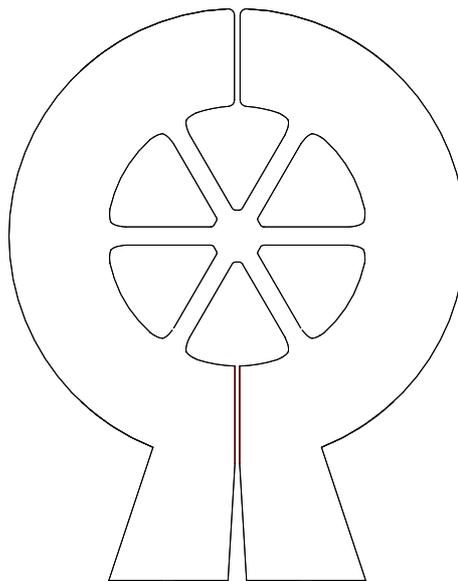


Abb. 5.6: Design eines FGL-Dünnschichtantriebs bestehend aus drei FGL-Brücken.

Auf der Grundlage des Antriebsdesigns werden die Ventilvarianten 2 und 3 entwickelt, die sich hinsichtlich ihrer Anwendung für Gase oder Flüssigkeiten unterscheiden. In Abb. 5.7 ist der Lastfall bei den Ventilvarianten 2 und 3 in geschlossenem Zustand schematisch dargestellt. Durch die Distanzscheibe werden die Brücken senkrecht zum Ventilsitz deformiert. Wie im Fall der Biegebalken stellt sich im geschlossenen Zustand das Kräftegleichgewicht 5.3 ein, wobei F^A hier die Kraft einer FGL-Brücke bezeichnet, die im Gleichgewicht mit der Schließkraft F_c und der Druckkraft $F_{\Delta p}$ steht.

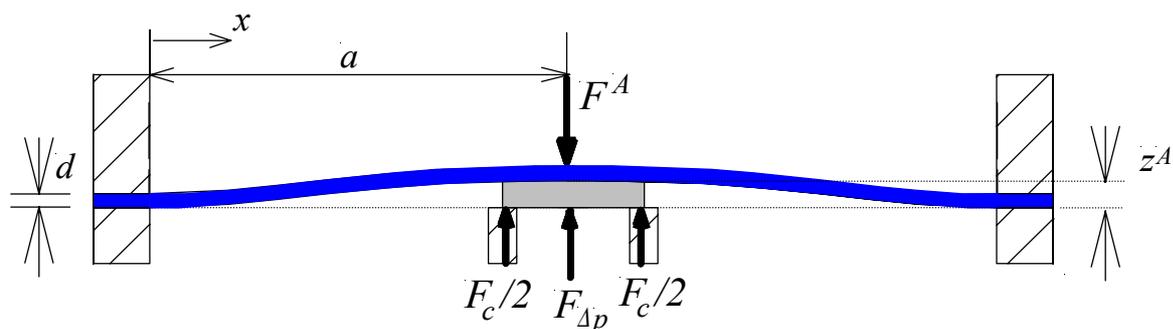


Abb. 5.7: Lastfall einer FGL-Brücke bei den Ventilvarianten 2 und 3 in geschlossenem Zustand.

Im Gegensatz zu Biegebalken tritt bei den Brücken sowohl eine Biege- als auch eine Zugbelastung auf. Bei großen Dehnungen oberhalb 0,5 % kann die Biegebelastung jedoch in erster Näherung vernachlässigt werden. Im diesem Fall wird die Kraft der Brücken durch ein vereinfachtes Modell analytisch abgeschätzt, das in Abb. 5.8 veranschaulicht ist. Zur genaueren Bestimmung der mechanischen Kenngrößen werden FEM-Simulationen durchgeführt.

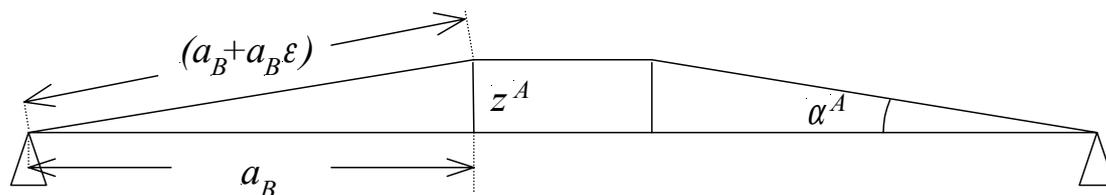


Abb. 5.8: Vereinfachtes Modell zur analytischen Beschreibung des Lastfalls in Abb. 5.7.

Das Modell geht von einer Punktbelastung im Abstand a_B von den Aufhängungspunkten der Brücke aus. In diesem Fall beträgt die maximale Auslenkung der Brücke im austenitischen Zustand z^A :

$$z^A = \sqrt{(a_B(1 + \epsilon))^2 - (a_B)^2} . \quad (5.8)$$

Zwischen der Kraft der Brücke F^A und der induzierten Zugspannung σ^A besteht folgender Zusammenhang:

$$F^A \approx n_B b_B d \cdot \sigma^A \sin \alpha^A , \quad (5.9)$$

wobei

$$\sin \alpha^A = \frac{z^A}{a_B(1 + \epsilon)} . \quad (5.10)$$

Dabei bezeichnen a_B , n_B , und b_B die Länge, Anzahl und Breite der Brückensegmente. Der Auslenkungswinkel der Brücken im austenitischen Zustand wird mit α^A bezeichnet. Die Zugspannung wird durch die tolerierbare Belastungsgrenze des Materials und Anforderungen

an die maximale Arbeitsdichte bestimmt. Im vorliegenden Fall wird die Dehnung im FGL-Antrieb durch die Belastungsgrenze im R-Phasenzustand von 0,8 % begrenzt. Die resultierende maximale Kraft der Brücken und die Geometrie des Ventilsitzes bestimmen die maximale kontrollierbare Druckdifferenz. Aus der Auslenkung der Brücken im austenitischen und R-Phasenzustand folgt der Hub des FGL-Antriebs und damit der Durchfluß durch den Ringspalt zwischen Ventilsitz und Membran.

Die Kenntnis der gemittelten mechanischen Spannung und Dehnung reicht für das Design des FGL-Antriebs noch nicht aus, da die Übergangsregionen zwischen den Brücken und ihren elektrischen Zuleitungen bei Verwendung einfacher Verrundungsradien zu hohe Spannungskonzentrationen aufweisen. Aus diesem Grund wird die laterale Gestalt der Übergangsregionen mit Hilfe eines modifizierten CAO-Verfahrens optimiert.

Abb. 5.9 zeigt ein Beispiel des simulierten von Mises - Spannungsprofils im austenitischen Zustand in der optimierten Übergangsregion zwischen einer FGL-Brücke und ihrer elektrischen Zuleitung. In der Rechnung wird die Distanzscheibe durch eine entsprechende Auslenkung im zentralen Bereich des FGL-Antriebs simuliert. Die resultierende maximale Spannung zeigt in der gesamten Übergangsregion einen nahezu homogenen Verlauf. In diesem Fall werden die Optimierungskriterien (O1)-(O3) erfüllt. Durch Vorgabe der Auslenkung wird die Maximalspannung unterhalb der Belastungsgrenze eingestellt. Bei einer Auslenkung von 30 µm wird eine maximale von Mises - Spannung von ca. 85 MPa hervorgerufen.

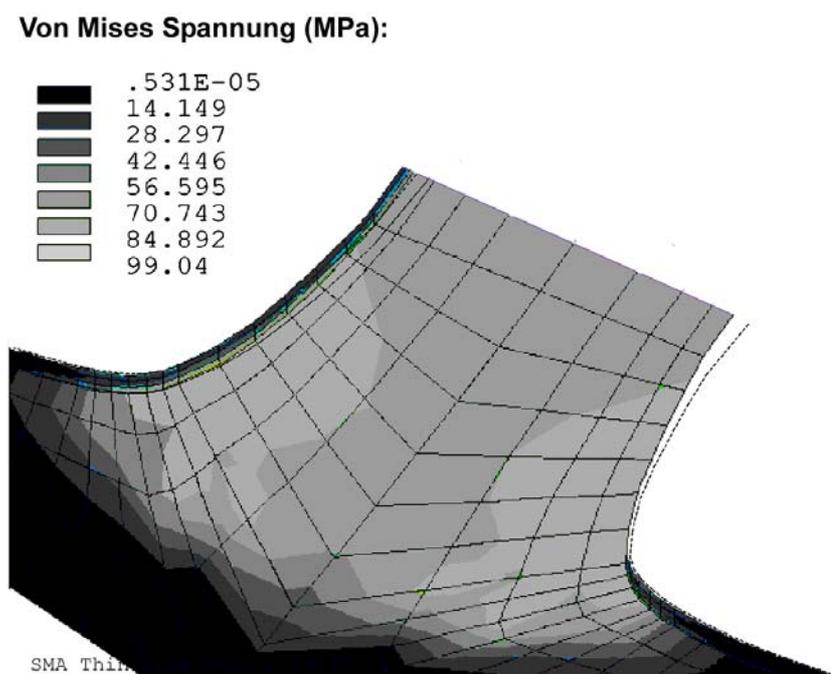


Abb. 5.9: FEM-Simulation des von Mises - Spannungsprofils entlang der Oberfläche eines FGL-Mikroantriebs im austenitischen Zustand bei einer Dicke der Distanzscheibe von 30 µm.

Die Dynamik des Ventils wird im wesentlichen durch die Wärmeübertragung beim Heizen und Kühlen bestimmt. Zur thermischen Optimierung des Ventils muß daher eine gute thermische Ankopplung an die Umgebung vorgesehen werden. Zur effektiven Kühlung können folgende Möglichkeiten in Betracht gezogen werden:

- Aktive Kühlung durch erzwungene Konvektion: Da in einigen Anwendungen die Temperatur des Mediums möglichst unbeeinflußt von der Temperatur des FGL-Antriebs bleiben soll, sollte das Medium selbst nicht zur Kühlung verwendet werden. Die Integration eines separaten Kühlkreislaufes zur aktiven Kühlung erscheint sehr aufwendig.
- Aktive Kühlung durch ein Peltierelement: Das Peltierelement sollte möglichst auf dem FGL-Antrieb integriert werden, um einen ausreichenden thermischen Kontakt zu ermöglichen. Zur elektrischen Isolierung ist eine Isolationsschicht zwischen Peltierschicht und FGL-Antrieb vorzusehen. Der Verbund aus Isolationsschicht und Peltierschicht hat in diesem Fall jedoch einen großen Einfluß auf die mechanischen Eigenschaften des FGL-Antriebs.
- Passive Kühlung durch Wärmeleitung: Der FGL-Antrieb wird in diesem Fall durch Verbindung mit einer thermischen Senke gekühlt. Die FGL-Brücken können dabei als thermische Verbindung wirken. Als thermische Senke eignet sich beispielsweise ein Metallring, der elektrisch isoliert über den elektrischen Verbindungsstegen des FGL-Antriebs angebracht wird. Diese Lösung scheint leicht umsetzbar zu sein und wird daher im Ventildesign berücksichtigt.

In Abb. 5.10 ist ein Beispiel der simulierten Temperaturverteilung auf der Oberfläche eines FGL-Antriebs und eines darüber befindlichen Metallrings bei elektrischer Beheizung dargestellt. Die elektrischen Zuleitungen sind in diesem Fall für jede Brücke separat ausgeführt. Aufgrund der Symmetrie des Problems wird hier nur eine Hälfte der Bauteile betrachtet.

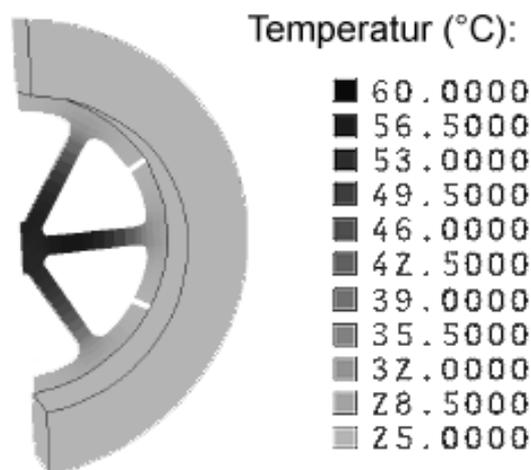


Abb. 5.10: Simuliertes Temperaturprofil auf der Oberfläche eines FGL-Mikroantriebs und eines metallenen Kühlrings bei elektrischer Beheizung [257].

Die Temperatur des FGL-Mikroantriebs zeigt mit Ausnahme der Übergangsregionen zu den elektrischen Zuleitungen eine nahezu homogene Verteilung. Damit werden insbesondere die Regionen mit maximaler mechanischer Spannung und Dehnung gleichmäßig erwärmt, wobei die maximale Temperatur durch die elektrische Leistung bestimmt wird. In diesem Fall können die Optimierungskriterien (O4)-(O6) hinreichend gut erfüllt werden.

Die wichtigsten Designparameter sind in Tabelle 5.6 zusammengestellt. Um bei Flüssigkeitsbetrieb ein Quellen der Membran zu minimieren, wird bei Variante 3 eine Goldschicht auf der Unterseite der Membran aufgebracht. Darüber hinaus wird die Membran zwischen Ventil- und Aktorkammer nicht strukturiert, um einen direkten Kontakt zwischen Flüssigkeit und FGL-Antrieb zu vermeiden. Ansonsten sind Aufbau und Designparameter beider Varianten identisch.

	Varianten 2 und 3
Durchmesser der Ventilkammer	2 mm
Außendurchmesser des Ventilsitzes	0,3 mm
Innendurchmesser des Ventilsitzes	0,2 mm
Totvolumen	0,45 μ l
Durchmesser von Einlaß und Auslaß	0,2 mm
Durchmesser der Distanzscheibe	0,7 mm
Dicke der Distanzscheibe	50-100 μ m
Länge der FGL-Brücken *	2 mm
Stegbreite der FGL-Brücken	80 μ m
Anzahl der FGL-Brücken	3
Dicke des FGL-Antriebs	20 μ m
Membrandicke	2 μ m

Tabelle 5.6: Designparameter von FGL-Ventilen der Varianten 2 und 3.

*Die Länge der Brücken entspricht der Länge $2a$ in Abb. 5.7.

5.3.1.3 Variante 4 mit FGL-Dünnschichtantrieb

Sputterverfahren erlauben die Herstellung dünner FGL-Schichten mit chemischen Zusammensetzungen, die derzeit nicht durch Kaltwalzen realisierbar sind. Dazu zählen insbesondere NiTiPd-Dünnschichten. Typische Schichtdicken liegen unterhalb 20 μ m. In diesem Dickenbereich wird das Antriebsdesign der Ventilvarianten 2 und 3 beibehalten.

Beim Ventildesign wird jedoch die Dicke der Distanzscheibe aus Sicherheitsgründen auf 50 μm eingestellt, um die mechanische Belastung des FGL-Antriebs zu begrenzen. Diese Maßnahme erweist sich insbesondere bei Dünnschichten mit erhöhter Sprödigkeit als sinnvoll. Die verwendete Schichtdicke der Antriebe beträgt 10 μm . Die Stegbreite der FGL-Brücken wird auf 120 μm eingestellt.

Die wichtigsten Designparameter der Ventilvariante 4 sind in Tabelle 5.7 zusammengestellt. Von Ventilvariante 4 werden drei Untervarianten hergestellt, die sich hinsichtlich der chemischen Zusammensetzung des FGL-Antriebs, wie in Tabelle 5.4 angegeben, unterscheiden.

	Variante 4
Durchmesser der Ventilkammer	2 mm
Außendurchmesser des Ventilsitzes	0,3 mm
Innendurchmesser des Ventilsitzes	0,2 mm
Totvolumen	0,45 μl
Durchmesser von Einlaß und Auslaß	0,2 mm
Durchmesser der Distanzscheibe	0,7 mm
Dicke der Distanzscheibe	50 μm
Länge der FGL-Brücken	2 mm
Stegbreite der FGL-Brücken	120 μm
Anzahl der FGL-Brücken	3
Dicke des FGL-Antriebs	10 μm
Membrandicke	2 μm

Tabelle 5.7: Designparameter von FGL-Ventilen der Variante 4.

5.3.2 Ventilherstellung

Der technologische Ansatz zur Herstellung der FGL-Mikroventile besteht in der Hybridintegration separat hergestellter Komponenten. Dabei wird das Ziel verfolgt, kritische Prozeßschritte voneinander zu entkoppeln, um eine hohe Flexibilität bei der Wahl der Prozeßparameter zu erzielen. Gleichzeitig wird durch die Möglichkeit einer parallelen Prozeßführung im Nutzen das Ziel einer wirtschaftlichen Fertigung nicht aus den Augen verloren. Nachfolgend wird die Herstellung der FGL-Mikroantriebe und der Ventilkomponenten Gehäuse, Membran und Distanzscheibe beschrieben. Schließlich wird auf Hybridintegrations-Verfahren eingegangen.

5.3.2.1 FGL-Mikroantriebe

Nach der Konditionierung und Vorbehandlung der FGL-Materialien erfolgt deren Mikrostrukturierung. Bei Foliendicken in der Größenordnung von 100 μm eignet sich insbesondere das Laserschneiden, das zu besseren Aspektverhältnissen im Vergleich zu chemischen Ätzverfahren führt. Bislang verfügbare Ätzverfahren sind isotrop und erlauben bei beidseitiger Anwendung maximale Aspektverhältnisse von 2 [241]. Zum Laserschneiden wird ein (Neodym) Nd – (Yttrium-Aluminium-Granat) YAG – Festkörperlaser verwendet. Bei diesem Prozeß kann es auf der Folienunterseite zu einer Gratbildung kommen, die durch ausgeblasene, erstarrte Schmelze verursacht wird. In diesem Fall werden die Mikroantriebe nach der Strukturierung naßchemisch entgratet. Die Maßabweichung von der Sollgeometrie liegt bei $\pm 3 \mu\text{m}$. Durch den Energieeintrag beim Laserschneiden entsteht im Bereich der Schnittkanten eine Wärmeeinflußzone von einigen Mikrometern [268,269]. In mechanischen Tests wird jedoch kein Einfluß auf den Formgedächtniseffekt festgestellt.

FGL-Folien im Dickenbereich von 20 μm lassen sich in freitragender Form nicht mit ausreichender Formtreue mikrostrukturieren. Daher wird zunächst ein Verfahren zur Integration freitragender Folien auf ein Substrat entwickelt. Zur Strukturierung der FGL-Folien wird ein naßchemisches Ätzverfahren dem Laserschneiden vorgezogen, da hier geringe Aspektverhältnisse kein Problem darstellen. Darüber hinaus lassen sich chemische Verfahren vorteilhaft zur Parallelfertigung vieler FGL-Antriebe nutzen.

Die Integration freistehender FGL-Folien geringer Dicke auf ein Substrat wird mit Hilfe eines Lastverteilerrahmens, wie in Abb. 5.11 gezeigt, durchgeführt.

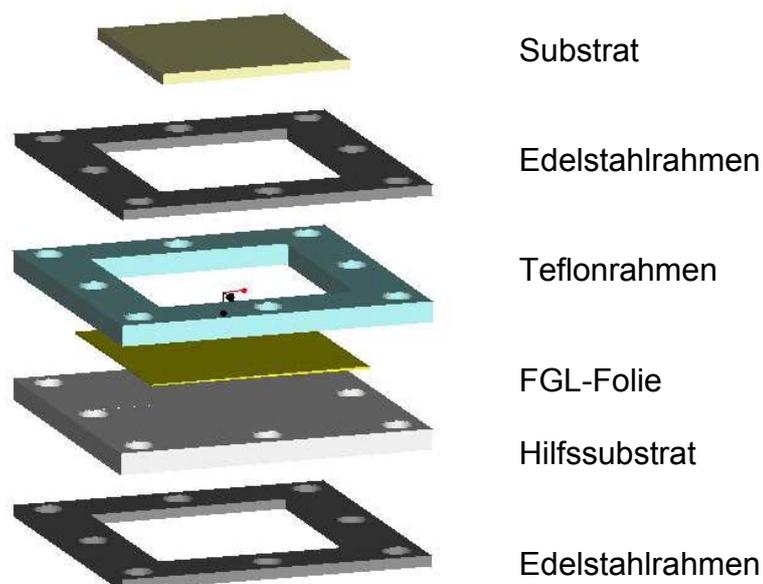


Abb. 5.11: Aufbau zur Integration einer freistehenden Folie auf ein Substrat.

Zuerst wird die Folie durch elektrostatische Aufladung auf ein Hilfssubstrat aufgebracht und mit Hilfe eines Teflonrahmens fixiert. Zwei Edelstahlrahmen auf beiden Seiten sorgen für eine gleichmäßige Kraftverteilung. Danach wird eine Opferschicht von der Teflonseite her auf die FGL-Folie gesputtert. Bei Erwärmung dieses Aufbaus auf ca. 60 °C sorgen die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Substrat und FGL-Folie für einen vollständig planaren Schichtaufbau. Dieser Effekt wird durch die planare Gedächtnisgestalt des FGL-Antriebs begünstigt. Nun wird das eigentliche Substrat über eine dünne Klebstoffschicht mit der Opferschicht verbunden. Als Substrat wird eine polierte Al_2O_3 -Sinterkeramik verwendet, die gegenüber den nachfolgend verwendeten Ätzlösungen chemisch inert ist. Nach Aushärtung des Klebstoffs und nachfolgender Abkühlung kann der gewünschte Verbund aus Substrat, Klebstoff, Opferschicht und FGL-Folie vom Hilfssubstrat abgelöst werden.

Bei elektrischer Kontaktierung mit Hilfe von anisotrop leitfähigen Folien (Leitmatten) wird unter der FGL-Folie eine Au-Schicht verwendet. Diese kann nach dem Ablösen des Hilfssubstrats auf die FGL-Folie gesputtert werden. Als Alternative zu einer einfachen Opferschicht bietet sich hier auch eine Schichtfolge an, z.B. die Schichtfolge Cr-Au-Cu, bei der die Cu-Schicht die Rolle der Opferschicht übernimmt. Die Cu-Schicht löst sich wie die Au-Schicht beim Ätzen der FGL-Folie nicht auf, kann aber dennoch gegenüber der FGL-Folie selektiv entfernt werden. Die Cr-Schicht sorgt in diesem Fall für eine verbesserte Haftung der Au-Schicht, die nach dem Entfernen der Opferschicht auf der Oberfläche der FGL-Folie verbleibt.

Die Mikrostrukturierung der FGL-Folien und FGL-Dünnschichten wird nun mit optischer Lithographie und einem nachfolgenden Ätzschritt durchgeführt. Dabei wird entweder ein rein chemisches oder ein elektrolytisches Ätzverfahren verwendet, das in Kooperation mit der Cranfield University (England) entwickelt wurde [270]. Beim elektrolytischen Verfahren werden die freien Metallflächen in einem Elektrolyten in Anwesenheit eines elektrischen Feldes geätzt, wobei die zu strukturierende Schicht als Anode an eine Spannungsquelle angeschlossen wird. Planparallel zur Anode wird eine Kathode aus Edelstahl eingesetzt. Als Elektrolyt wird eine Lösung aus 95 Vol.-% Methanol und 5 Vol.-% konzentrierter Schwefelsäure verwendet. Bei einer Zellenspannung von 8 Volt und 20° C Umgebungstemperatur werden Ätzraten von ca. 10 $\mu\text{m}/\text{min}$ erreicht.

Abb. 5.12 (a) zeigt eine elektrolytisch geätzte Brückenstruktur in einer NiTiPd-Dünnschicht. In der Detailansicht (b) wird die erzielbare Strukturqualität deutlich. Rauheiten führen zu lokalen Feldstärkeüberhöhungen, die mit hohen Stromdichten verbunden sind. Dadurch werden glatte Seitenwände beim Ätzvorgang begünstigt. Durch die vom elektrischen Feld hervorgerufene Vorzugsrichtung ist darüber hinaus die Ausbildung steiler Seitenwände möglich. Als Opferschichtmaterial wird eine Metallschicht gewählt, die sich beim

elektrolytischen Ätzen nicht auflöst, aber dennoch gegenüber den FGL-Dünnschichten selektiv entfernt werden kann. Eine intakte Opferschicht ist für das rückstandsfreie elektrolytische Ätzen erforderlich, da nur in diesem Fall eine elektrisch leitende Verbindung mit den zu entfernenden Bereichen besteht.

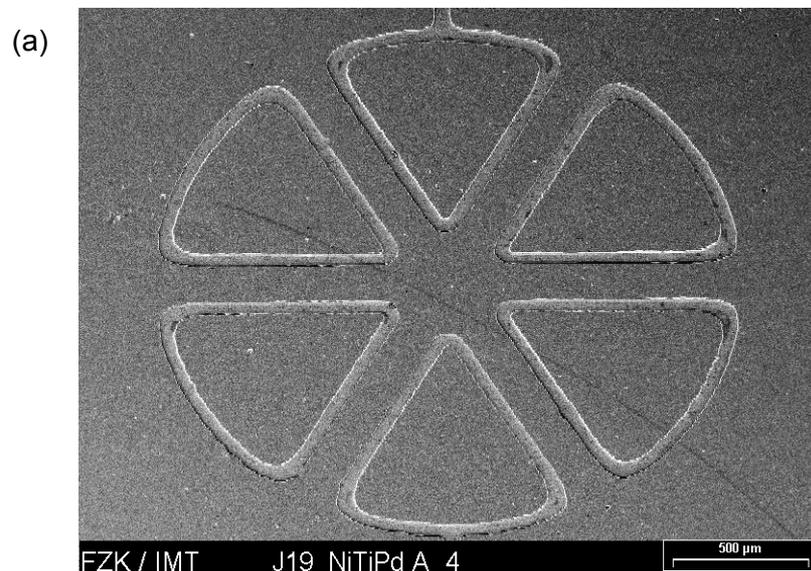


Abb. 5.12 (a): Mikroantrieb hergestellt aus einer gesputterten NiTiPd-Dünnschicht.

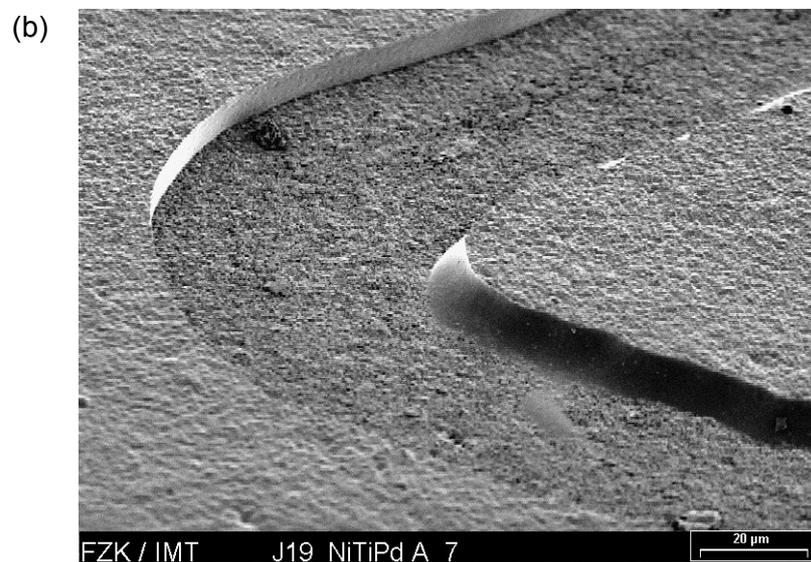


Abb. 5.12 (b): Detailansicht von (a).

Zur verbesserten Haftung des Photolacks beim Ätzen kann zwischen FGL-Schicht und Photolack eine Haftvermittlerschicht aufgebracht werden. Aufgrund der ungerichteten Ätzwirkung wird die Breite der FGL-Brücken je nach Materialdicke von 140 µm auf 80-120 µm reduziert.

5.3.2.2 Ventilkomponenten

Die Gehäusehälften der Ventile werden durch Mikrofräsen aus einem Kunststoff hergestellt. In die untere Gehäusehälfte werden eine runde Druckkammer und ein Ventilsitz eingearbeitet. Der Ventilsitz schließt mit der Gehäuseoberfläche ab. Nachfolgend werden Bohrungen für die fluidischen Zuleitungen und elektrischen Kontaktstifte durchgeführt. Eine massentaugliche Fertigung der Ventilgehäuse durch Abformung ist ohne weiteres möglich, ist aber hier im Rahmen der Fertigung von Funktionsmustern nicht vorgesehen.

Als Membranmaterial wird Polyimid verwendet. Die Herstellung erfolgt durch Aufschleudern von flüssigem Polyimidlack auf einen Siliziumwafer und nachfolgendes Aushärten. Zuvor wird der Siliziumwafer mit einer Au-Trennschicht beschichtet, die zum Ablösen der Membran dient. Für die Anwendung von druckkompensierten Ventilen werden noch Ausgleichslöcher lithographisch in die Membran eingebracht.

Die Herstellung der Distanzscheibe erfolgt entweder manuell mit Hilfe eines Stanzwerkzeugs oder lithographisch durch Strukturierung einer zweiten Polyimidschicht, die auf den zuvor hergestellten Schichtverbund aus Siliziumwafer und dünner Polyimidschicht aufgeschleudert wird. Beim manuellen Verfahren werden Folien aus Materialien unterschiedlicher Steifigkeit verwendet, die durch Aufschleudern (Polyimid) oder Gießen zwischen zwei planparallelen Platten (verschiedene Siliconkautschuke) hergestellt werden. Das lithographische Verfahren wird nur auf Polyimid angewandt.

5.3.2.3 Hybridintegration

Ventile mit FGL-Folienantrieb großer Dicke (Variante 1)

Der erste Schritt bei der Ventilmontage besteht in der Übertragung der Membran auf die untere Gehäusehälfte. Dazu wird die untere Gehäusehälfte mit einem Zwei-Komponenten-Epoxidharz auf den Schichtverbund aus Siliziumwafer und dünner Polyimidschicht geklebt. Nach dem Aushärten wird die Gehäusehälfte zusammen mit der Membran vom Siliziumwafer abgehoben. Die Membran ist danach straff über dem Ventilsitz gespannt. Das auf ihr verbleibende Gold wird mit einer wässrigen Lösung aus Kaliumjodid und Jod abgeätzt. Nachfolgend werden die Distanzscheibe und der FGL-Antrieb auf die Membran unter Verwendung von Montagehilfen geklebt. Schließlich wird die obere Gehäusehälfte mit der Unterseite klebend verbunden.

Bei Verwendung lithographisch hergestellter Distanzscheiben ist eine andere Reihenfolge während der Ventilmontage erforderlich, da die Distanzscheibe beim Abheben mit der unteren Gehäusehälfte auf der Membranunterseite zu liegen käme. Daher wird die Membran

in diesem Fall mit der oberen Gehäusehälfte abgehoben, nachdem der FGL-Antrieb und die obere Gehäusehälfte auf die Membran geklebt wurden.

Zur elektrischen Kontaktierung werden metallene Kontaktstifte in die dafür vorgesehenen Bohrungen eingesetzt und verklebt. Die Abstände der Kontaktstifte sind kompatibel zu Standard-IC-Sockeln ausgelegt. Die Anschlußfahnen des FGL-Antriebs und die Kontaktstifte werden mit dem Wedge-Wedge-Bondverfahren elektrisch miteinander verbunden. Flexible fluidische Anschlüsse werden durch Einkleben von Standard-Anschlußkanülen in die fluidischen Zuführungen realisiert. Abb. 5.13 zeigt FGL-Mikroventile der Varianten 1a und 1b in der Aufsicht. Zur besseren Ansicht des FGL-Antriebs wurde jeweils die obere Gehäusehälfte entfernt. Die Gesamtabmessungen der Gehäuse betragen bei Variante 1a $20 \times 11 \times 3 \text{ mm}^3$ und bei Variante 1b $10 \times 11 \times 3 \text{ mm}^3$.

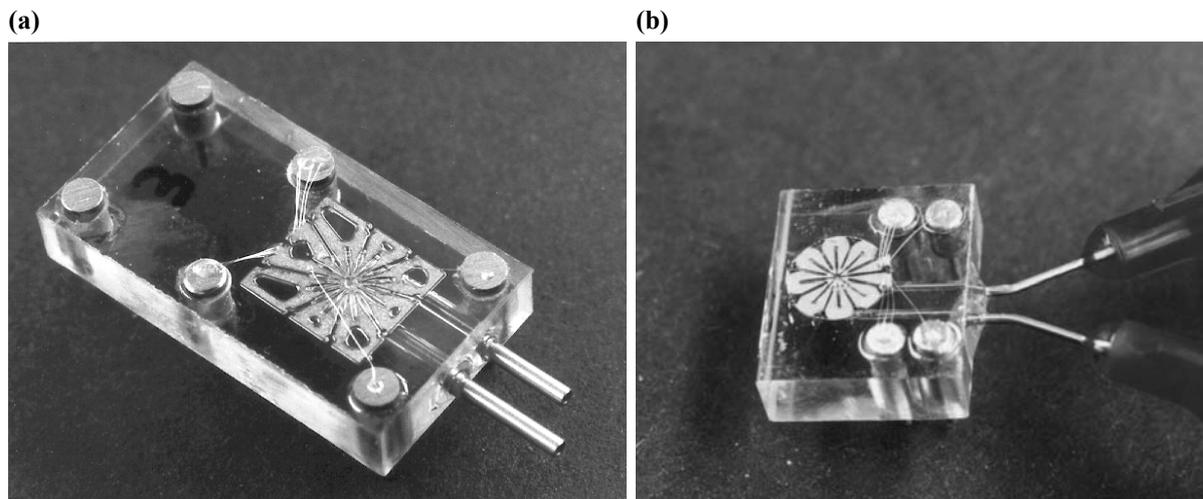


Abb. 5.13: FGL-Mikroventile der Varianten 1a (a) und 1b (b).

Das hier entwickelte Konzept der gleichzeitigen Verwendung der unteren Gehäusehälfte als Trägerplatte für fluidische Kanäle und elektrische Anschlüsse läßt sich leicht zur Integration weiterer Ventile oder anderer fluidischer Komponenten erweitern, um fluidische Mikrosysteme zu realisieren. Abb. 5.14 zeigt beispielsweise zwei integrierte FGL-Mikroventile der Variante 1 auf einer gemeinsamen Trägerplatte, die fluidisch zu einem 3/2-normal geöffneten Ventil verschaltet sind.

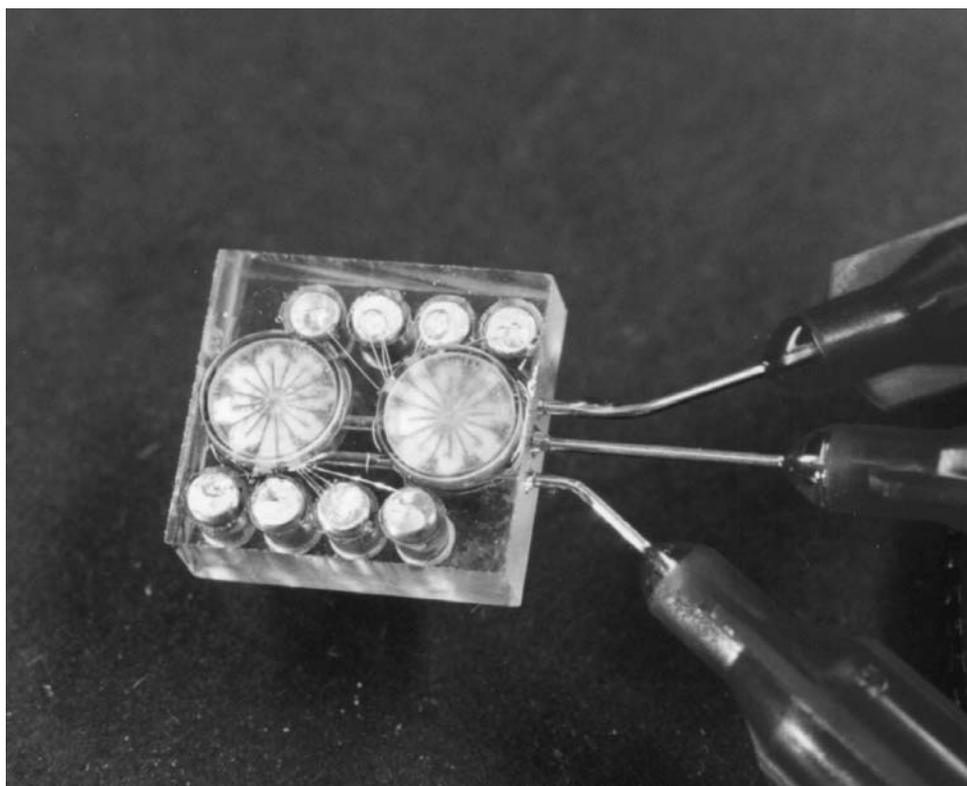


Abb. 5.14: 3/2-normal geöffnetes Ventil bestehend aus zwei 2/2-normal geöffneten FGL-Mikroventilen der Variante 1.

Ventile mit FGL-Folienantrieb geringer Dicke und FGL-Dünnschichtantrieb (Varianten 2-4)

Die Integration dünner FGL-Mikroantriebe auf die untere Gehäusehälfte gestaltet sich mit manuellen Verfahren sehr schwierig. Zur Handhabung der hochempfindlichen, freitragenden Mikrostrukturen wurde daher ein Hybridintegrations-Verfahren entwickelt [263], dessen Ablauf in Abb. 5.15 veranschaulicht ist.

Ausgangsmaterial ist ein Verbund aus Substrat, Opferschicht und mikrostrukturierter FGL-Folie. Nach dem selektiven Entfernen der Opferschicht entstehen freitragende Mikroantriebe. Diese bleiben über Haltestege mit nicht strukturierten Bereichen verbunden, die ihrerseits noch auf dem Substrat haften. Schließlich wird die obere Gehäusehälfte des Ventils auf den freitragenden FGL-Antrieb aufgeklebt. Der Verbund aus Gehäusehälfte und FGL-Antrieb wird nun vom Substrat abgehoben, nachdem die Haltestege zuvor durchtrennt wurden. Der FGL-Antrieb wird nachfolgend mit Hilfe der oberen Gehäusehälfte über die untere Gehäusehälfte positioniert und mit dieser verklebt. Zuvor werden Membran und Distanzscheibe auf die untere Gehäusehälfte integriert. Bei Verwendung lithographisch hergestellter Distanzscheiben wird die Membran mit dem Verbund aus oberer Gehäusehälfte und FGL-Antrieb abgehoben und nachfolgend mit der unteren Gehäusehälfte verbunden.

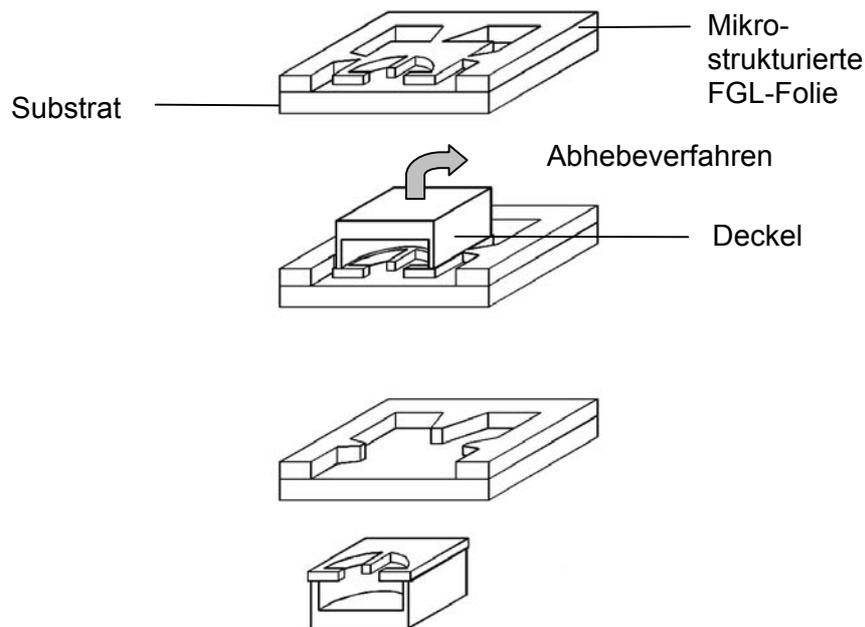


Abb. 5.15: Verfahren zur Hybridintegration mikrostrukturierter FGL-Folien und -Dünnschichten [263].

Das hier entwickelte Verfahren läßt sich, wie die in Kapitel 4.5.1 beschriebenen monolithischen Integrationsverfahren, in einen serientauglichen Fertigungsprozeß einbinden. Gegenüber monolithischen Integrationsverfahren weist die Hybridintegration jedoch Vorteile auf, die sich folgendermaßen zusammenfassen lassen:

- Durch getrennte Prozessierung wird eine hohe Flexibilität bei der Materialherstellung, Konditionierung und Mikrostrukturierung der FGL-Antriebe ermöglicht.
- Die Funktionalität anderer Ventilkomponenten wird nicht beeinträchtigt. Insbesondere können die FGL-Antriebe mit begrenzt temperaturstabilen Gehäusen aus Kunststoffen kombiniert werden.
- Das Problem der Handhabung empfindlicher FGL-Antriebe wird auf die Handhabung der wesentlich unempfindlicheren oberen Gehäusehälfte verlagert.
- Die feste Verbindung zwischen FGL-Antrieb und Gehäuse erleichtert eine präzise Positionierung des Antriebs über dem Ventilsitz.
- Durch die Hybridintegration können modular aufgebaute Systeme flexibel hergestellt werden.

Die elektrische und fluidische Kontaktierung kann nun wie bei Ventilvariante 1 erfolgen. Abb. 5.16 zeigt ein fertig montiertes FGL-Mikroventil der Variante 4. Die Gesamtabmessungen des Gehäuses sind $6 \times 11 \times 3 \text{ mm}^3$.

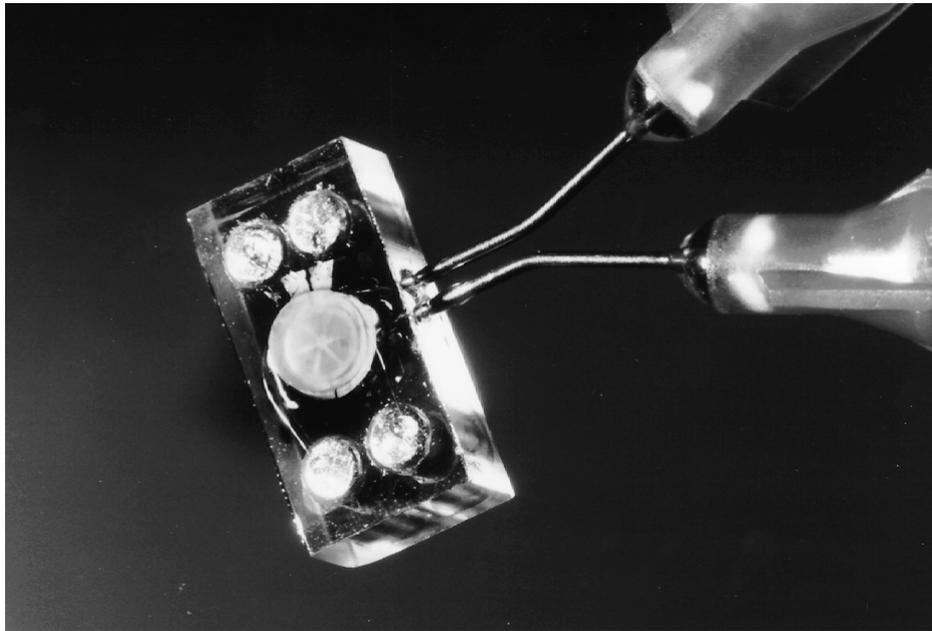


Abb. 5.16: FGL-Mikroventil der Variante 4. Der Außendurchmesser des Ventildeckels ist 2,5 mm.

Als Alternative zum Drahtbonden werden die elektrischen Anschlüsse noch durch Laserschweißen oder durch anisotrope elektrische Kontaktierung mit Leitmatten realisiert. Beim Laserschweißen wird ein Flachbandkabel mit Hilfe einer Spannvorrichtung auf die Kontaktierungsfahnen des FGL-Antriebs gepreßt und mit einem fokussierten Laserstrahl punktuell miteinander verschweißt. Beim anisotropen Kleben wird eine Leitmatte in speziell vorgesehene Öffnungen zu beiden Seiten der Ventilkammer gelegt, mit dem Ventildeckel auf eine Grundplatte mit integrierten Leiterbahnen gepreßt und in diesem Zustand verklebt. Beim Zusammenpressen durchstoßen leitfähige Stifte das gummielastische Band der Leitmatten und stellen so eine elektrisch leitende Verbindung zur Grundplatte her. Dieses Verfahren ist insbesondere für die modulare Integration verschiedener fluidischer Komponenten auf einer gemeinsamen Grundplatte von Interesse.

Abb. 5.17 zeigt als Beispiel ein FGL-Mikroventil der Variante 3 in der Auf- und Seitenansicht, das mit Leitmatten elektrisch kontaktiert wurde. Um eine Ansicht des FGL-Antriebs zu ermöglichen, wurde der Ventildeckel entfernt.

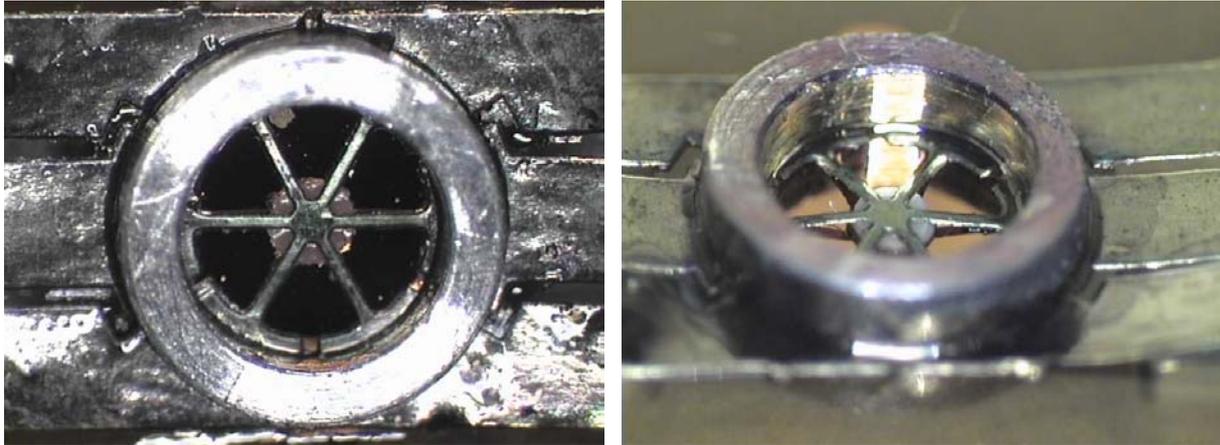


Abb. 5.17: FGL-Mikroventil der Variante 3 in der Aufsicht (a) und Seitenansicht (b). Der Innendurchmesser des Metallrings beträgt 2,3 mm.

Abb. 5.18 zeigt vier FGL-Mikroventile der Variante 3, die auf einer gemeinsamen Grundplatte in modularer Bauweise integriert sind. Die Grundplatte enthält elektrische Leiterbahnen und fluidische Kanäle mit Anschlüssen zur externen Kontaktierung. Anstelle der Ventile können so auch andere fluidische Komponenten beliebig miteinander kombiniert werden, um fluidische Mikrosysteme flexibel herzustellen.

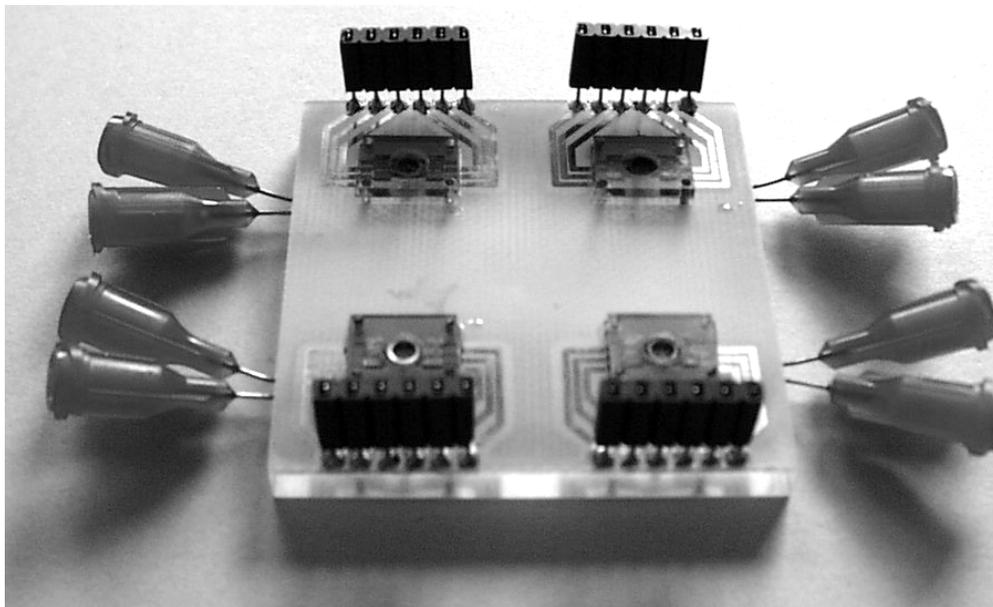


Abb. 5.18: FGL-Mikroventile der Variante 3 auf einer gemeinsamen Grundplatte.

5.3.3 Ventileigenschaften

Das Verhalten der Ventile wird sowohl im stationären Zustand als auch bei Ansteuerung mit elektrischen Leistungspulsen als Funktion der Zeit untersucht. Stationäre Gleichgewichts-

bedingungen werden durch schrittweise Veränderung der elektrischen Heizleistung mit hinreichend großer Wartezeit zwischen den Schritten eingestellt. Die minimale Wartezeit wird dabei automatisch durch Messung der zeitlichen Widerstandsänderung bestimmt, die unterhalb einer vorgegebenen Toleranzgrenze bleiben muß.

Durch Simulation des Ventilverhaltens wird die mechanische und thermische Belastung der Ventilantriebe ermittelt. Dazu werden die in Kapitel 5.3.1 beschriebenen analytischen Modelle und die in Kapitel 4.2 vorgestellten FEM-Modelle verwendet. Anhand der durch die Materialeigenschaften vorgegebenen Belastungsgrenzen können die Ventilspezifikationen bestimmt werden.

5.3.3.1 Variante 1 mit FGL-Folienantrieb großer Dicke

Stationäres Verhalten

Typische Kennlinien des Membranhubs, des Gas-Durchflusses und des elektrischen Widerstands sind in den Abbildungen 5.19 – 5.21 dargestellt. Die angegebenen Druckwerte sind Druckdifferenzen gegenüber einem Referenzdruck von 1000 hPa.

Bei der maximal kontrollierbaren Druckdifferenz von 1200 hPa wird im geöffneten Zustand ein maximaler Hub der Membranmitte von 70 μm beobachtet. In diesem Fall beträgt der maximale Gasfluß ca. 1600 Standard ccm. Zum Schließen des Ventils ist eine maximale elektrische Leistung von 210 mW erforderlich. Die Leckrate im geschlossenen Zustand liegt unter 0,1 %.

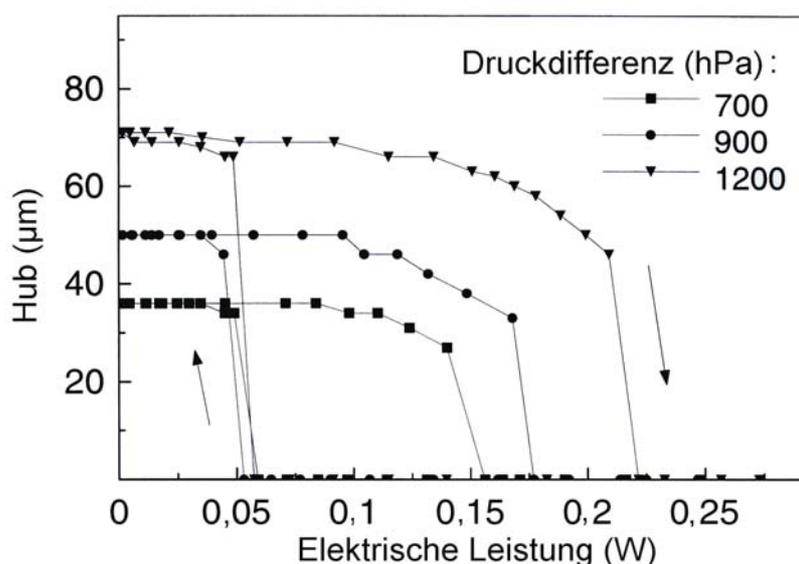


Abb. 5.19: Membranhub in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem FGL-Mikroventil der Variante 1a [261].

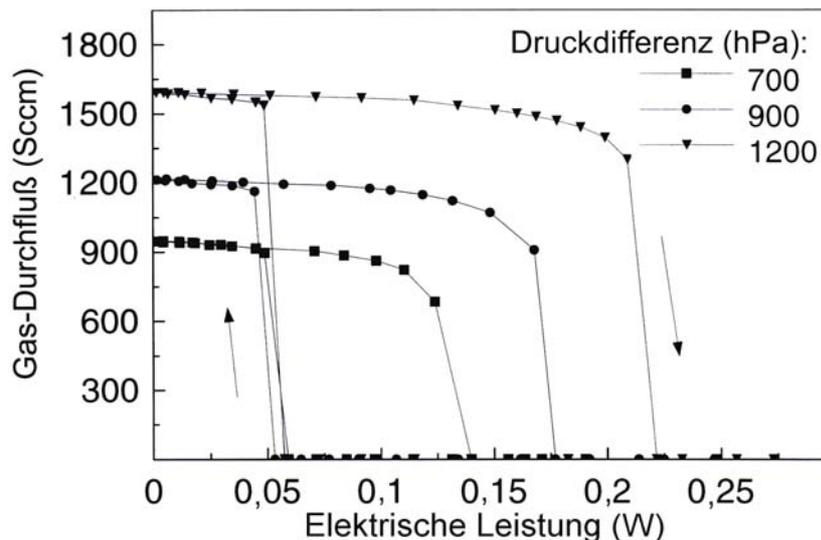


Abb. 5.20: Gas-Durchfluß in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem FGL-Mikroventil der Variante 1a [261].

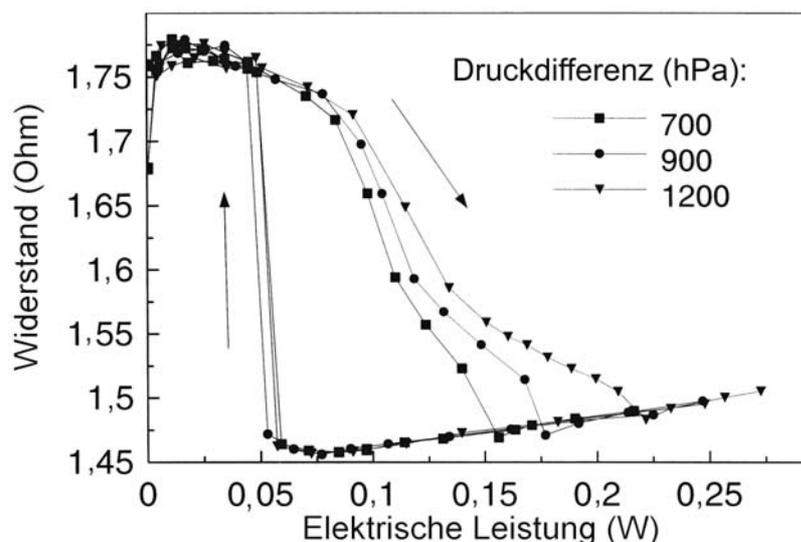


Abb. 5.21: Elektrischer Widerstand in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem FGL-Mikroventil der Variante 1a [261].

Der Widerstandsverlauf spiegelt den Ablauf der Phasenumwandlung im FGL-Antrieb wider. Die Austenit-Starttemperatur wird im Mittel bei ca. 80 mW Heizleistung überschritten. Die gemittelte Austenit-Endtemperatur wird je nach anliegender Druckdifferenz zwischen 160 und 210 mW erreicht. Beim Kühlen werden die Start- und Endtemperaturen des R-Phasenübergangs in einem schmalen Leistungsbereich zwischen 45 und 55 mW durchlaufen.

Die Kennlinien zeigen deutliche Unterschiede im Öffnungs- und Schließverhalten. Beim Schließen des Ventils steigt die erforderliche Leistung mit zunehmender Druckdifferenz deutlich an. Die kritische Leistung, unterhalb der das Ventil öffnet, ist dagegen nahezu unabhängig von der anliegenden Druckdifferenz. Dieses Verhalten wird durch die

unterschiedliche Kühlung des FGL-Antriebs im geöffneten und geschlossenen Zustand verursacht. Im geschlossenen Zustand wird das FGL-Bauteil nur durch Wärmeleitung gekühlt. Ist die zugeführte elektrische Leistung kleiner als die Verluste durch Wärmeleitung, so kühlt der FGL-Antrieb ab. Im Bereich der R-Phasen-Übergangstemperaturen öffnet sich dann das Ventil. Im geöffneten Zustand trägt zusätzlich konvektive Kühlung bei, die durch den Gasstrom verursacht wird und daher mit dem Druck ansteigt. Zum Schließen des Ventils muß die elektrische Heizleistung daher die Verluste von Wärmeleitung und Konvektion kompensieren. Folglich steigt die zum Schließen erforderliche Heizleistung mit zunehmender Druckdifferenz an. Die in den Kennlinien beobachtete Hysteresebreite ist daher nicht auf die Eigenschaften der R-Phasenumwandlung zurückführbar.

Eine Auswertung der mechanischen Ventileigenschaften bei der maximal kontrollierbaren Druckdifferenz von 1200 hPa ergibt die in Tabelle 5.8 zusammengestellten Kenngrößen. In diesem Fall übt jeder Biegebalken des FGL-Antriebs von Variante 1a eine Kraft F^A von ca. 94 mN auf den Ventilsitz aus. Bei Variante 1b beträgt F^A 65 mN. Durch analytische Modellrechnungen läßt sich die maximale mechanische Spannung im austenitischen Zustand σ^A bei Variante 1a zu 170 MPa und bei Variante 1b zu 130 MPa bestimmen. Die entsprechenden Dehnungen im FGL-Antrieb ε^A betragen ca. 0,32 und 0,24 %. Die maximalen Dehnungen im R-Phasenzustand ε^R liegen bei 0,8 % und erreichen damit die vorgegebene Belastungsgrenze.

	Variante 1a	Variante 1b
σ^A	170 MPa	130 MPa
ε^A	0,32 %	0,24 %
ε^R	0,8 %	0,8 %
F^A	94 mN	65 mN
$z^A - z^R$	70 μm	80 μm

Tabelle 5.8: Mechanische Kenngrößen von Mikroventilen der Variante 1 bei einer Druckdifferenz von 1200 hPa.

Aus den mechanischen Kenngrößen folgen die in Tabelle 5.9 zusammengestellten fluidischen Kenngrößen. Aus der Ventilsitzbreite von 250 μm bei Variante 1a folgt eine kritische Reynoldszahl Re_t von 40. Bei Variante 1b beträgt Re_t aufgrund der geringen Sitzbreite von 50 μm nur 8. Die kritischen Reynoldszahlen werden bei 1200 hPa von den berechneten Reynoldszahl Re um über einen Faktor 100 übertroffen. Der Membranhub über dem Ventilsitz läßt sich zu ca. 55 μm bei Variante 1a und ca. 60 μm bei Variante 1b abschätzen. Aufgrund des kleinen L/D_h – Verhältnisses muß von einer nicht vollständig ausgebildeten Strömung mit dominierenden Inertialverlusten ausgegangen werden. Daher können die

Durchflüsse Q mit Hilfe von Gleichung 5.1 bestimmt werden. Die berechneten Ergebnisse liegen etwas über den beobachteten Werten.

	Variante 1a	Variante 1b
Re_t	40	8
Re	4200	3500
L/D_h	1	0,21
p_{in}	2200 hPa	2200 hPa
p_{out}	1000 hPa	1000 hPa
Q	2000 Standard ccm	2900 Standard ccm

Tabelle 5.9: Fluidische Kenngrößen von Mikroventilen der Variante 1.

Die relativ große Ventilsitzbreite bei Variante 1a kann zu einer starken adhäsiven Haftung zwischen Membran und Ventilsitz führen, wodurch der zum Öffnen erforderliche Mindestdruck zu hohe Werte annimmt. Dieser Nachteil wird bei Variante 1b beseitigt. Allerdings muß bei der Herstellung von Variante 1b besonders auf ebene Ventilsitzflächen geachtet werden, um eine zufriedenstellende Dichtung zu erzielen.

Druckkompensierte Ventilausführungen, bei denen Fluid- und Aktorkammer fluidisch miteinander verbunden sind, erlauben deutlich höhere maximal kontrollierbare Druckdifferenzen. Abb. 5.22 zeigt beispielsweise Kennlinien des Gas-Durchflusses durch ein druckkompensiertes Mikroventil. In diesem Fall wurde im Auslaß ein fluidischer Widerstand zur Begrenzung des Durchflusses eingesetzt. Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz liegt hier bei ca. 4500 hPa.

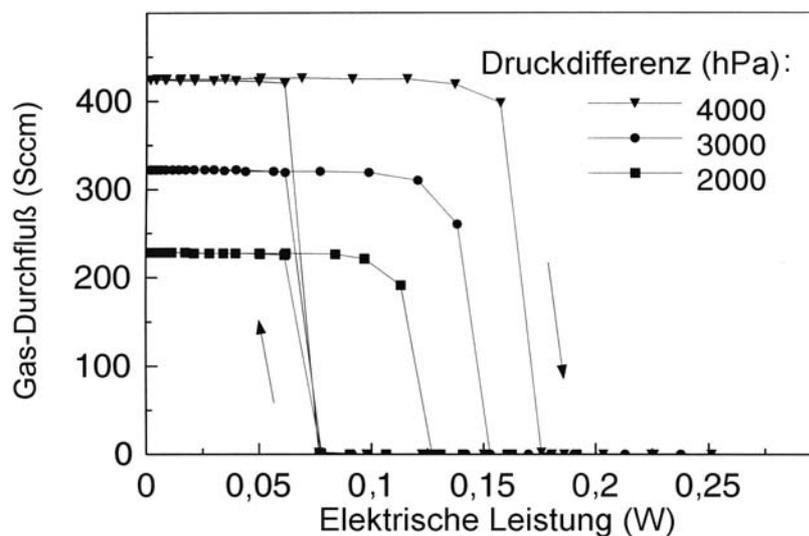


Abb. 5.22: Gas-Durchfluß in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem druckkompensierten FGL-Mikroventil der Variante 1a [261].

Dynamisches Verhalten

Das dynamische Verhalten der Öffnungs- und Schließzeiten der Ventile wird mit Hilfe zeitaufgelöster Durchflußmessungen bestimmt. Die Schließzeit wird in diesem Fall durch die Zeitdifferenz bestimmt, die der Durchfluß bis zum Erreichen seines Minimums benötigt. Entsprechend wird die Öffnungszeit durch das Zeitintervall bis zum Erreichen des maximalen Durchflusses ermittelt.

In Abb. 5.23 sind die Öffnungs- und Schließzeiten als Funktion des Differenzdrucks für verschiedene Heizleistungen dargestellt. Die Schließzeit steigt mit zunehmendem Differenzdruck wegen der gleichzeitig ansteigenden konvektiven Kühlung. Bei einem Differenzdruck von 1200 hPa und einer elektrischen Heizleistung von 450 mW ergibt sich eine Schließzeit von 1,2 s. Bei gleicher Heizleistung und 400 hPa Druckdifferenz beträgt die Schließzeit 0,5 s.

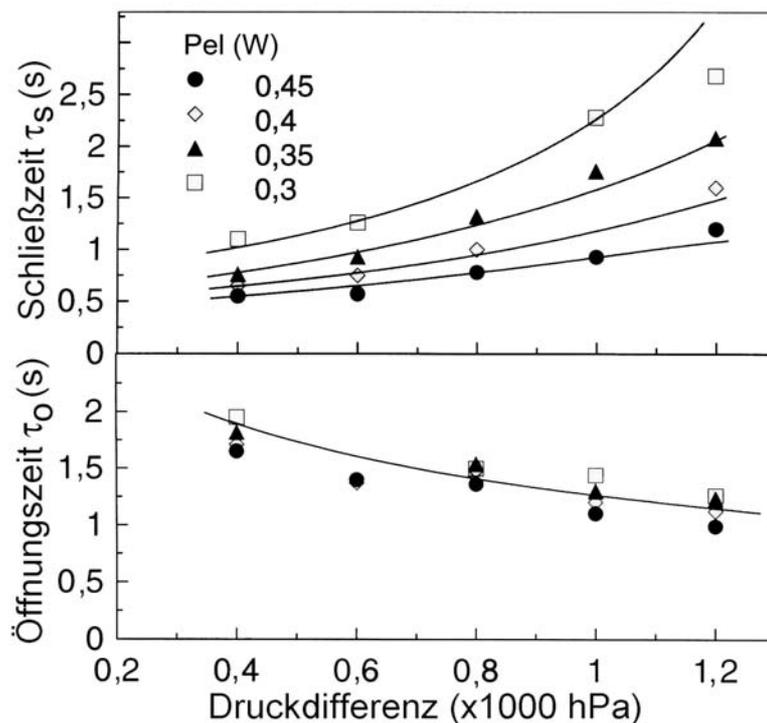


Abb. 5.23: Schließ- und Öffnungszeiten in Abhängigkeit des Differenzdruckes und der Heizleistung [261].

Die durchgezogenen Linien sind berechnete Schließzeiten, die aus der Leistungsbilanz beim Betrieb der Ventile abgeschätzt werden können:

$$\tau_s = \frac{m \cdot (c_p \cdot \Delta T + \Delta H) + U}{P_{el} - P_{conv} - P_{cond}} \quad (5.11)$$

Hier bezeichnen τ_s die Schließzeit, ΔT die Differenz zwischen Raumtemperatur und Umwandlungstemperatur, U die Hubarbeit, P_{el} die elektrische Heizleistung, P_{conv} die konvektive Verlustleistung und P_{cond} die durch Wärmeleitung hervorgerufene Verlustleistung. Die Verlustleistungen können aus den stationären Durchfluß-Kennlinien bestimmt werden, da die zum Schließen erforderliche Heizleistung der Summe von P_{conv} und P_{cond} entspricht und die minimale Heizleistung beim Öffnen durch P_{cond} gegeben ist.

Die Öffnungszeiten werden durch den Differenzdruck weniger stark beeinflusst, da die Konvektion nur teilweise zum Abkühlen des FGL-Bauteils beiträgt. Die Öffnungszeiten sinken mit zunehmendem Differenzdruck und variieren zwischen 1 und 2 s. Setzt man in Gleichung 5.11 die elektrische Heizleistung gleich Null und paßt den konvektiven Kühlungsanteil durch einen Faktor k_0 an die Meßergebnisse an, so erhält man den als durchgezogene Linie dargestellten Zusammenhang für die Öffnungszeit τ_o :

$$\tau_o = \frac{m \cdot (c_p \cdot \Delta T + \Delta H) + U}{-k_0 P_{conv} - P_{cond}} \quad (5.12)$$

In dem in Abb. 5.23 gezeigten Fall beträgt der Anteil der konvektiven Kühlung 80 % ($k_0=0,8$).

5.3.3.2 Variante 2 mit FGL-Folienantrieb geringer Dicke

Stationäre Eigenschaften

Abb. 5.24 zeigt typische Durchfluß- und Widerstands-Kennlinien eines Mikroventils der Variante 2. In die Membran sind Ausgleichsöffnungen strukturiert, um eine Druckkompensation zwischen Ventil- und Aktorkammer zu erzielen. Die Distanzscheibe des Ventils besteht in diesem Fall aus Silikon der Dicke 60 μm . Der Kühlring besteht aus Kupfer. Die angegebenen Druckwerte sind Druckdifferenzen gegenüber einem Referenzdruck von 1000 hPa. Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz liegt bei ca. 5000 hPa. Im geöffneten Zustand zeigt das Ventil bei 5000 hPa einen maximalen Durchfluß von ca. 470 Standard ccm. Mit zunehmender Leistung nimmt der Durchfluß ab. Oberhalb einer druckabhängigen kritischen Leistung schließt das Ventil. Die zum Schließen erforderliche Leistung hängt stark von der Druckdifferenz ab. Bei 5000 hPa liegt sie bei ca. 67 mW. Die Leckrate im geschlossenen Zustand liegt unter 1 Standard ccm.

Die Verläufe von Gas-Durchfluß und Widerstand zeigen bei Druckdifferenzen unterhalb von 2000 hPa eine schmale Hysterese. In diesem Fall spiegeln sie das typische Verhalten einer R-Phasenumwandlung wider. Bei höheren Druckdifferenzen verbreitert sich die Hysterese zunehmend, da im geöffneten Zustand die konvektive Kühlung einen erhöhten Leistungsverbrauch bewirkt. Die starke Zunahme der Hysterese oberhalb 4000 hPa wird durch SIM-Bildung hervorgerufen, die bei Dehnungen oberhalb ca. 0,6 % zusätzlich zur R-Phasenumwandlung auftritt [140].

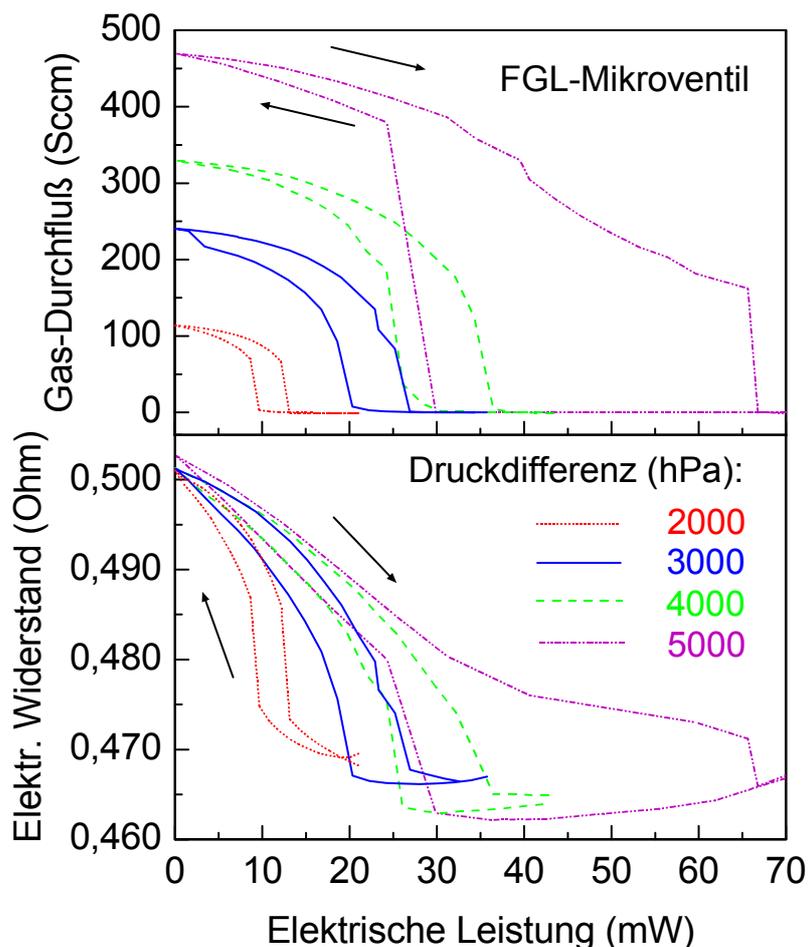


Abb. 5.24: Gas-Durchfluß und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit der elektrischen Leistung bei einem FGL-Mikroventil der Variante 2.

Die hier vorgestellte Ventilvariante zeigt im Gegensatz zu Mikroventilen mit NiTi-Folienantrieb der Dicke 100 μm einen erheblich geringeren maximalen Durchfluß. Neben den geringeren Abmessungen des Ventilsitzes ist hierfür der relativ geringe Membranhub verantwortlich, der aufgrund der R-Phasenumwandlung auf ca. 18 μm begrenzt ist. Dagegen sind die maximal kontrollierbaren Druckdifferenzen vergleichbar. Durch Minimierung der thermischen Kopplung zwischen Ventil- und Aktorkammer sind bei Ventilvariante 2 sogar noch höhere kontrollierbare Druckdifferenzen möglich. Dies ist auf die bessere Nutzung des Formgedächtniseffektes in Brückenstrukturen gegenüber Biegebalken zurückzuführen, da hier hohe mechanische Spannungen und Dehnungen nicht nur in der Randschicht im Bereich der Oberfläche, sondern aufgrund der Zugbelastung im ganzen Volumen auftreten.

Eine Auswertung der mechanischen Ventileigenschaften bei einer Druckdifferenz von 5000 hPa ergibt die in Tabelle 5.10 zusammengestellten Kenngrößen. In diesem Fall folgt aus den Auslenkungen in geöffnetem und geschlossenem Zustand z^R und z^A ein Hub des FGL-Antriebs von ca. 18 μm . Jede FGL-Brücke übt im geschlossenen Zustand eine Kraft F^A von ca. 80 mN auf den Ventilsitz aus. Die maximale Schließkraft des Ventils läßt sich nicht durch

einfache Abschätzung aus Druckdifferenz zwischen Ein- und Auslaß und Ventilsitzfläche ermitteln, da die reale Druckverteilung unter der Membran deutlich von einer konstanten Druckverteilung abweicht. Anhand der maximalen Werte von Kraft und Hub des FGL-Antriebs wird die maximale Arbeitsdichte zu ca. 50 mJ/g bestimmt. Die maximale mechanische Zugspannung im FGL-Antrieb σ^A läßt sich zu 255 MPa bestimmen. Die maximalen Dehnungen im austenitischen Zustand ε^A und R-Phasenzustand ε^R betragen jeweils ca. 0,45 und 0,8 %. Damit werden in beiden Phasenzuständen die vorgegebenen Belastungsgrenzen erreicht.

Zum Vergleich sind in Tabelle 5.10 zusätzlich die durch FEM-Analyse bestimmten maximalen von Mises - Spannungen und effektiven Dehnungen im FGL-Antrieb zusammengestellt.

Analytisch		FEM	
σ^A	255 MPa	$\bar{\sigma}^A$	290 MPa
ε^A	0,45 %	$\bar{\varepsilon}^A$	0,53 %
σ^R	195 MPa	$\bar{\sigma}^R$	130 MPa
ε^R	0,8 %	$\bar{\varepsilon}^R$	0,56 %
F^A	80 mN		
$z^A - z^R$	18 μm		

Tabelle 5.10: Mechanische Kenngrößen eines Mikroventils der Variante 2 bei einer Druckdifferenz von 5000 hPa. Die analytisch bestimmten maximalen mechanischen Zugspannungen und Dehnungen werden mit $\sigma^{A,R}$ und $\varepsilon^{A,R}$, die durch FEM-Analyse bestimmten maximalen von Mises - Spannungen und effektiven Dehnungen werden mit $\bar{\sigma}^{A,R}$ und $\bar{\varepsilon}^{A,R}$ bezeichnet.

Im austenitischen Zustand wird in den FGL-Brücken, aufgrund der homogenen Spannungsverteilung, eine gute Übereinstimmung zwischen beiden Modellen gefunden. Durch FEM-Analyse bestimmte maximale von Mises - Spannungen weichen vom analytischen Wert um ca. 12 % ab. Daher kann bei der Simulation der maximalen mechanischen Zugspannung im geschlossenen Ventilzustand auf aufwendige FEM-Simulationen verzichtet werden. Im R-Phasenzustand wird dagegen eine deutliche Abweichung vom analytischen Ergebnis festgestellt. Dies liegt an dem stark nichtlinearen Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie, der bei Verwendung eines effektiven E-Moduls unberücksichtigt bleibt. Bei analytischer Rechnung wird die mechanische Zugspannung im R-Phasenzustand daher um ca. 30 % überschätzt. Darüberhinaus ergeben FEM-Simulationen im R-Phasenzustand einen inhomogenen Dehnungsverlauf mit maximalen Dehnungen in der

Brückenmitte. Dadurch werden gegenüber dem austenitischen Zustand vergleichbare maximale Dehnungen erreicht, während sich die mechanische Spannung stark ändert.

Aus den mechanischen Kenngrößen bei einer Druckdifferenz von 5000 hPa folgen die in Tabelle 5.11 zusammengestellten fluidischen Kenngrößen. Bei einer Ventilsitzbreite von 50 μm beträgt die kritische Reynoldszahl Re_t ungefähr 25. Die bei 5000 hPa berechnete Reynoldszahl Re liegt dagegen bei ca. 2980. Bei einem Hub von 18 μm beträgt das L/D_h – Verhältnis 0,7. Daher muß von einer nicht vollständig ausgebildeten Strömung mit dominierenden Inertialverlusten ausgegangen werden. Mit Hilfe von Gleichung 5.1 wird der Durchfluß Q zu 480 Standard ccm berechnet.

Re_t	25
Re	2980
L/D_h	0,7
p_{in}	6000 hPa
p_{out}	1000 hPa
Q	480 Standard ccm

Tabelle 5.11: Fluidische Kenngrößen eines Mikroventils der Variante 2.

Dynamische Eigenschaften

Das dynamische Verhalten der Ventile wird mit zeitaufgelösten Durchflußmessungen untersucht. Der Gas-Durchfluß wird dabei nach dem Differenzdruckverfahren mit Hilfe zweier Drucksensoren ermittelt.

Abb. 5.25 zeigt das Verhalten der Schließzeiten als Funktion der elektrischen Leistung.

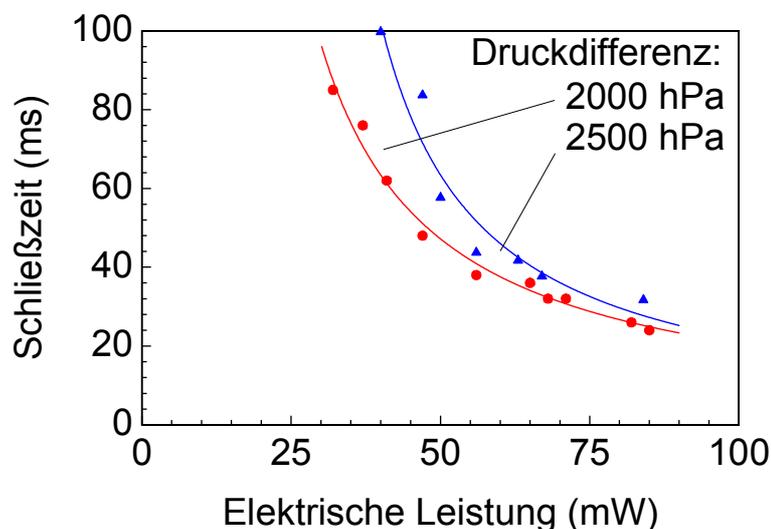


Abb. 5.25: Schließzeiten als Funktion der elektrischen Leistung bei einem Mikroventil der Variante 2 [257].

Die Schließzeiten nehmen indirekt proportional mit der Heizleistung ab, wie unter adiabatischen Bedingungen bei kurzen Leistungspulsen zu erwarten ist. Im untersuchten Leistungsbereich unterhalb 90 mW liegen die minimalen Schließzeiten bei ca. 25 ms. Aus der maximalen Arbeitsdichte von 50 mJ/g und der minimalen Schließzeit folgt eine maximale Leistungsdichte von ca. 2 W/g.

Der zeitliche Verlauf des Durchflusses beim Schließen und Öffnen ist in Abb. 5.26 dargestellt. Wird die Leistungszufuhr nach dem Schließen unterbrochen, so daß dem Aktor keine überschüssige Wärme zugeführt wird, so wird eine leistungsunabhängige Öffnungszeit τ_o je nach anliegendem Druck zwischen 80 und 100 ms beobachtet. Die maximal mögliche Frequenz zum Schließen und Öffnen des Ventils liegt hier bei 7,5 Hz. Dieser Wert wird bei höheren Druckdifferenzen aufgrund der besseren Kühlung noch übertroffen.

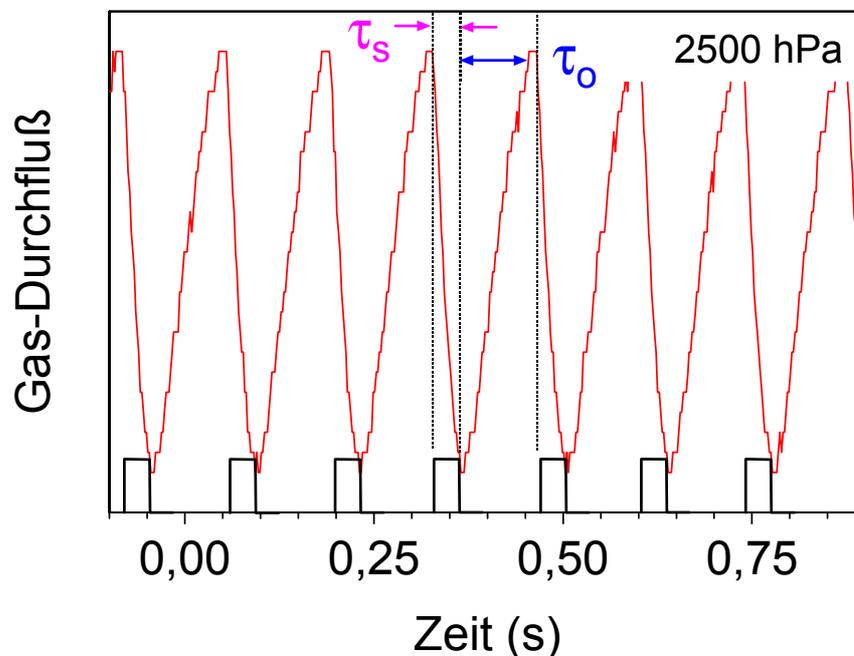


Abb. 5.26: Zeitlicher Verlauf des Gas-Durchflusses beim Öffnen und Schließen eines Mikroventils der Variante 2. Der Gas-Durchfluß ist in willkürlichen Einheiten dargestellt.

Zur Simulation der orts- und zeitaufgelösten Temperaturverteilung im FGL-Antrieb muß die lokal erzeugte Wärmeleistung zunächst durch elektrische FEM-Analyse aus der Stromdichteverteilung berechnet werden. Anhand der Wärmeleistung wird nachfolgend die Temperaturverteilung durch thermische FEM-Analyse bestimmt. Für die Kühlung des FGL-Antriebs im untersuchten Temperaturbereich unterhalb 100 °C sind im wesentlichen die Mechanismen Wärmeleitung und Konvektion verantwortlich. Um eine realistische Beschreibung der Wärmeleitung zu ermöglichen, werden die Klebeschicht und der Metallring in der Simulation mitberücksichtigt. Die konvektive Kühlung des FGL-Antriebs wird mit

Hilfe eines effektiven Wärmeübergangskoeffizienten \bar{K} beschrieben. Dieser wird zunächst durch Vergleich mit experimentell ermittelten Temperaturprofilen einer FGL-Teststruktur bestimmt. Dazu werden verschiedene Fälle von freier und erzwungener Konvektion realisiert und mit Hilfe einer Infrarot-Kamera aufgezeichnet. Die Bestimmung von \bar{K} kann dann durch Anpassung der simulierten Temperaturverteilung an das experimentell bestimmte Temperaturprofil ermittelt werden. Schließlich ist noch die latente Wärme des Phasenübergangs zu berücksichtigen. Eine Zusammenstellung der Simulationsparameter ist in Tabelle 5.12 enthalten. Innerhalb des Temperaturbereichs von 20 bis 60 °C werden die Parameter als Konstante behandelt.

	FGL-Antrieb	Klebeschicht	Metallring
Wärmeleitfähigkeit λ ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$)	18	0,02	380
Elektrische Leitfähigkeit ρ^{-1} ($\Omega^{-1}\text{m}^{-1}$)	$1,2 \cdot 10^6$	0,5	$50 \cdot 10^6$
Spezifische Wärmekapazität c_p ($\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$)	450	200	385
Dichte ρ (kgm^{-3})	$6,5 \cdot 10^3$	$4 \cdot 10^3$	$8,8 \cdot 10^3$
Thermischer Ausdehnungskoeffizient α (K^{-1})	10^{-5}	$6 \cdot 10^{-5}$	$1,7 \cdot 10^{-5}$
Wärmeübergangskoeffizient \bar{K}	$70 \text{ Wm}^{-2} \text{ K}^{-1}$		
Umwandlungsenthalpie ΔH (R-Phasenumwandlung)	4500 Jkg^{-1}		
Umgebungstemperatur T_E	$25 \text{ }^\circ\text{C}$		

Tabelle 5.12: Simulationsparameter zur Bestimmung der Temperaturverteilung in einem Mikroventil der Variante 2.

Abb. 5.27 zeigt eine zeitliche Abfolge von Temperaturverteilungen an der Oberfläche eines FGL-Antriebs und eines darüber befindlichen Metallrings in einem Ventil der Variante 2 bei elektrischer Beheizung mit 85 mW Heizleistung. Aufgrund der Symmetrie des Problems wird hier nur eine Ventilhälfte betrachtet. Die maximale Temperatur erreicht die Endtemperatur der R-Phasen-Rückumwandlung von 45°C nach 20 ms. Nach einer Heizzeit von 25 ms befinden sich bereits mehr als 95 % der Mikrobrücken im austenitischen Zustand. Daher tragen alle Bereiche der FGL-Brücken innerhalb von 5 ms zum Schließen des Ventils bei.

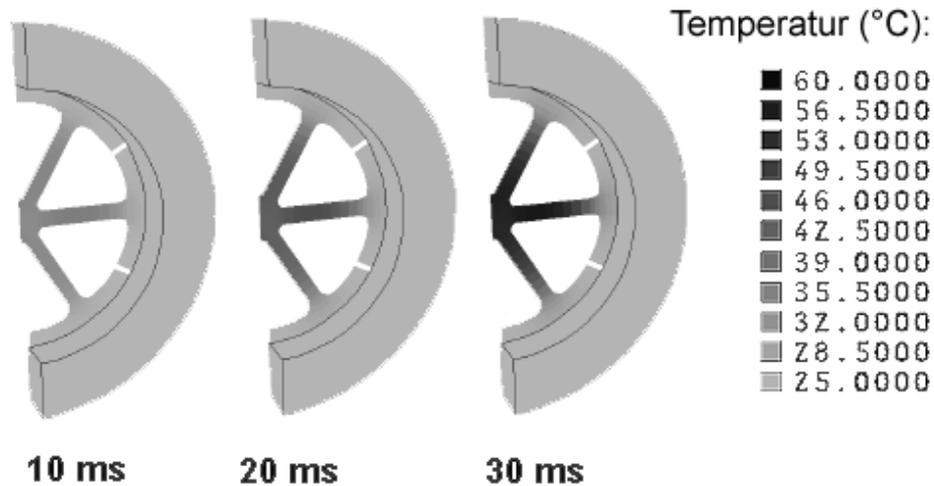


Abb. 5.27: Simuliertes Temperaturprofil auf der Oberfläche des FGL-Mikroantriebs und des metallenen Kühlrings in Ventilvariante 2 bei elektrischer Beheizung mit 85 mW Heizleistung [257].

Wird der Heizvorgang nach 30 ms abgebrochen, so ergibt sich die in Abb. 5.28 gezeigte Abfolge der Temperaturverteilungen.

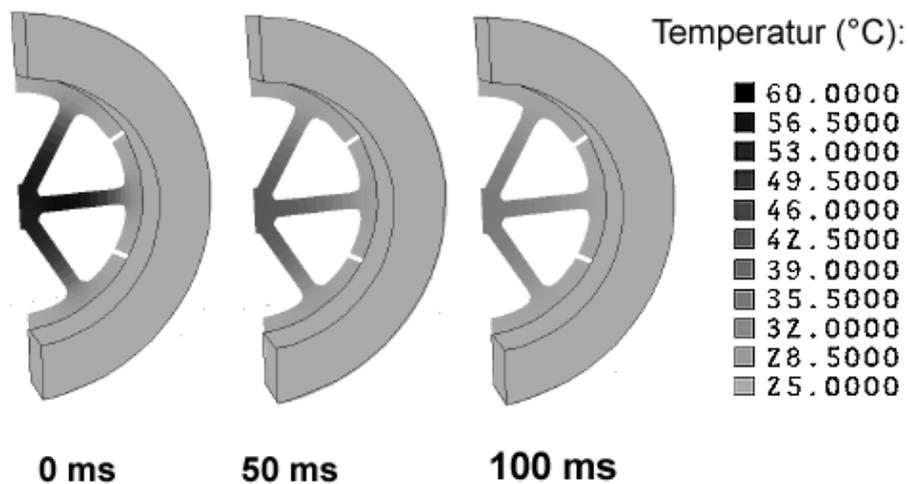


Abb. 5.28: Temperaturprofile beim Abkühlen nach dem in Abb. 5.27 gezeigten Heizvorgang [257].

Der entsprechende Verlauf der Temperatur in der Mitte des FGL-Antriebs ist in Abb. 5.29 dargestellt. Nach ca. 100 ms ist die Maximaltemperatur im FGL-Antrieb unter die 32 °C-Marke abgesunken, unterhalb der sich mehr als 80 % des austenitischen Gefüges wieder in den R-Phasenzustand umgewandelt hat. In den näher bei den Kontaktflächen gelegenen Bereichen ist die R-Phasenumwandlung noch weiter fortgeschritten.

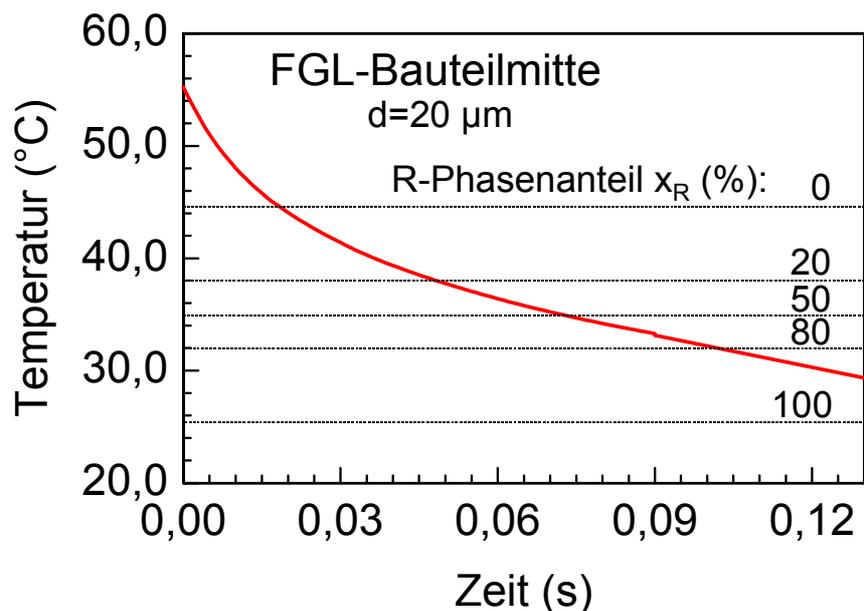


Abb. 5.29: Temperaturverlauf in der Mitte des FGL-Antriebs beim Abkühlen nach dem in Abb. 5.27 gezeigten Heizvorgang.

Die simulierten Wärmeübergangszeiten stimmen mit den gemessenen Schließ- und Öffnungszeiten der Ventile sehr gut überein. Mit Hilfe des Simulationsmodells können daher mögliche Verbesserungen der Ventildynamik theoretisch untersucht werden. Eine Verbesserungsmöglichkeit besteht in der aktiven Kühlung durch erzwungene Luftströmung. Abb. 5.30 zeigt beispielsweise simulierte Verläufe der maximalen Temperatur im FGL-Antrieb bei verschiedenen Wärmeübergangskoeffizienten. Dabei werden Heizzeit und Heizleistung wie bei der vorherigen Simulation jeweils bei 30 ms und 85 mW belassen. Bei Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten um einen Faktor 2 findet man eine Abnahme der Kühlzeit um ca. 11-12 %.

Eine deutlichere Verbesserung der Ventildynamik wird bei Verwendung von FGL-Materialien mit höheren Übergangstemperaturen erzielt. Abb. 5.31 zeigt simulierte Temperaturverläufe beim Heizen und Kühlen für verschiedene Übergangstemperaturen M_f/A_f von 80/120 °C, 130/170 °C und 180/220 °C. Zwischen Start- und Endtemperatur wurde in allen Fällen eine Differenz von 20 K angenommen. Zum Vergleich ist der Fall $R_f/A_f = 25/45$ °C von Ventilvariante 2 ebenfalls dargestellt. Die Heizleistung wurde jeweils so gewählt, daß innerhalb 30 ms ungefähr 95 % der FGL-Brücken über die A_f -Temperatur erwärmt sind.

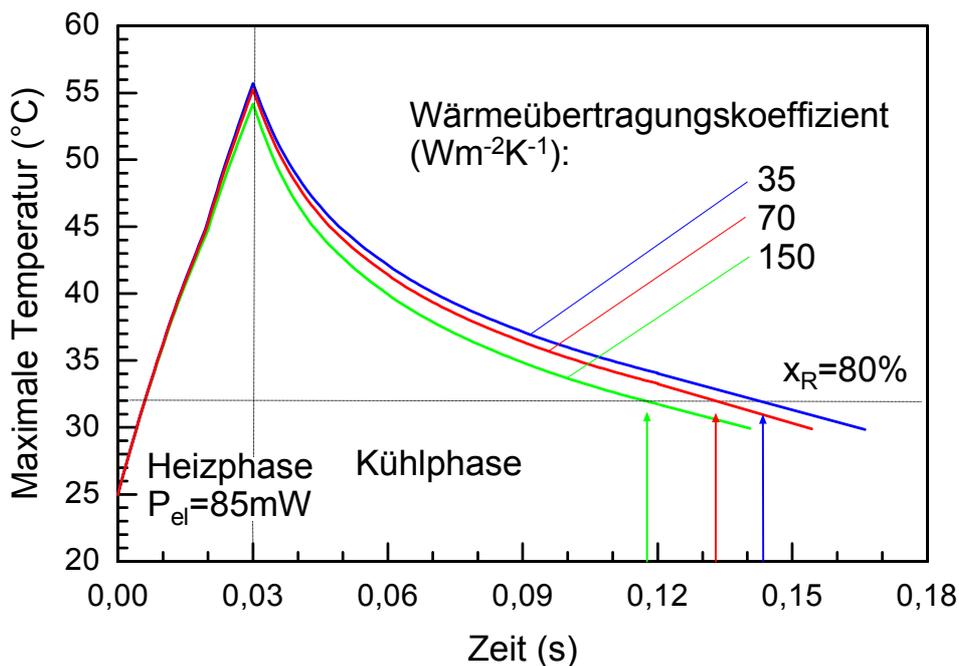


Abb. 5.30: Simulierter Verlauf der maximalen Temperatur im FGL-Antrieb beim Heizen und Abkühlen für verschiedene Wärmeübergangskoeffizienten. Mit x_R wird der temperaturabhängige Anteil der R-Phase bezeichnet. Der Verlauf bei $70 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ entspricht der Ventilvariante 2.

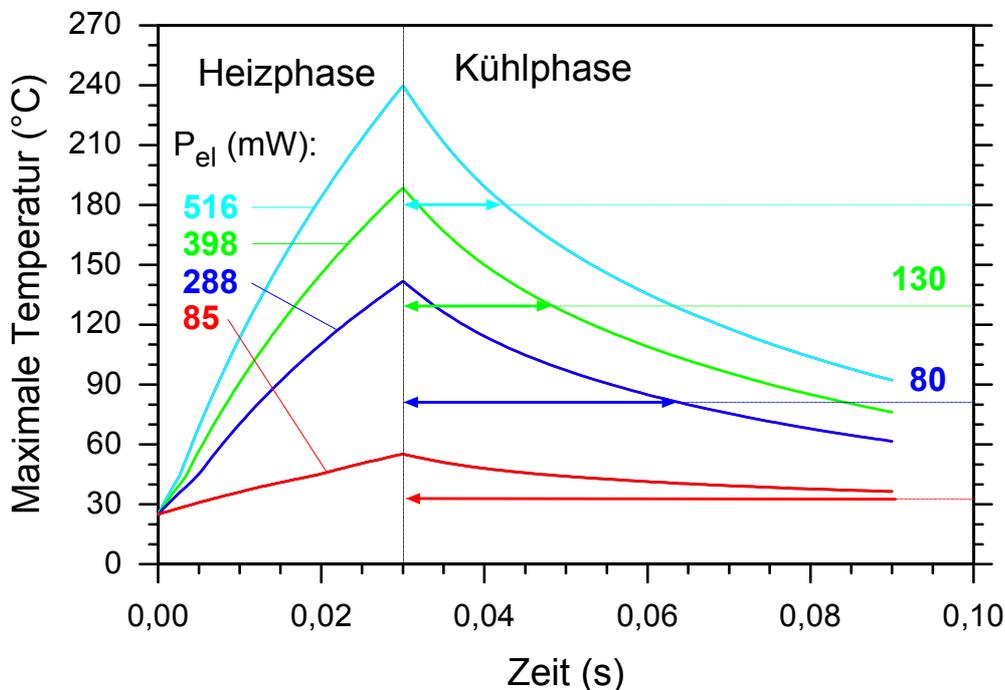


Abb. 5.31: Simulierter Verlauf der maximalen Temperatur im FGL-Antrieb beim Heizen und Abkühlen für verschiedene Übergangstemperaturen. Stellvertretend ist die Martensit-Endtemperatur M_f angegeben. Der Verlauf bei 85 mW Heizleistung entspricht der Ventilvariante 2 [257].

Die Pfeile in Abb. 5.31 stellen die Kühlzeit dar, die die Maximaltemperatur zur Abkühlung unter die Martensit-Endtemperatur M_f benötigt. Die Kühlzeit nimmt mit zunehmenden Übergangstemperaturen sehr stark ab und erreicht einen Wert von 12 ms bei $M_f = 180 \text{ °C}$. In diesem Fall könnte eine maximale Betriebsfrequenz des Ventils von 40 Hz erzielt werden. In NiTiPd-Legierungen ist beispielsweise eine maximale austenitische Endtemperatur von $A_f = 540 \text{ °C}$ erreichbar [193]. Bei der vorliegenden Ventilvariante würde die Verwendung dieses Materials zu einer minimalen Kühlzeit und maximalen Frequenz von jeweils 4 ms und 125 Hz führen.

5.3.3.3 Variante 3 mit FGL-Folienantrieb geringer Dicke

Durch Verwendung einer durchgehenden Membran in Mikroventilen der Variante 3 bleiben Flüssigkeit und Aktor voneinander getrennt. Die Druckdifferenz zwischen Fluid- und Aktorkammer wird in diesem Fall nicht kompensiert. Die Dicke der Distanzscheibe beträgt $60 \text{ }\mu\text{m}$, wie bei Variante 2. Abb. 5.32 zeigt typische Kennlinien des Durchflusses von Wasser und des elektrischen Widerstands im stationären Betrieb. Der Durchfluß wird in diesem Fall über den Differenzdruck in einem Kapillarrohr gemessen, das seriell mit dem Ventil verbunden ist. Die angegebenen Druckwerte sind am Ventil anliegende Druckdifferenzen.

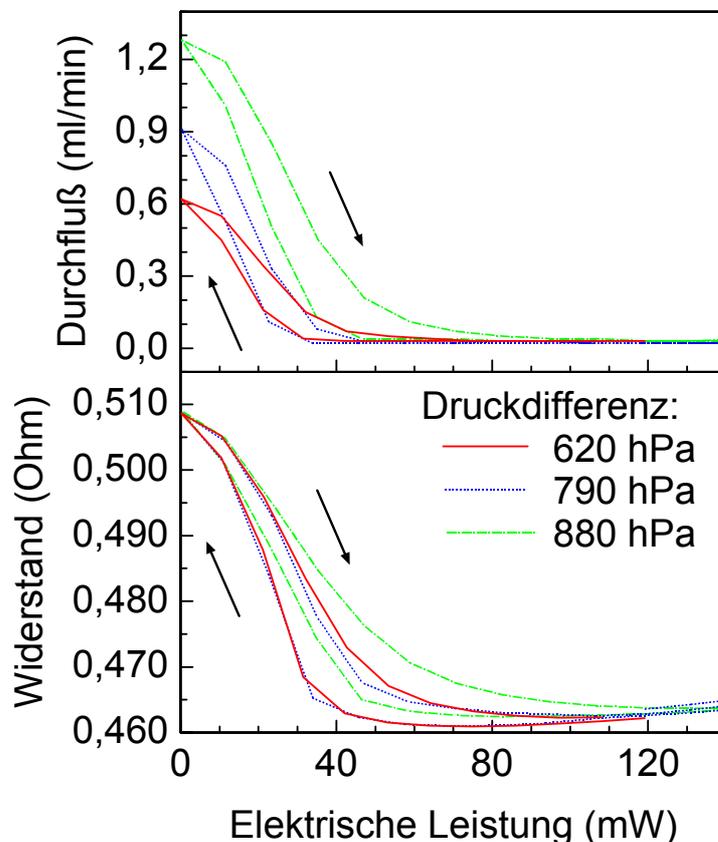


Abb. 5.32: Durchfluß von Wasser und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit der elektrischen Leistung bei einem FGL-Mikroventil der Variante 3.

Da die Druckdifferenz zwischen Fluid- und Aktorkammer nicht kompensiert ist, werden relativ niedrige maximale kontrollierbare Druckdifferenzen erzielt. Bei Ventilvariante 3 beträgt sie ca. 880 hPa. Bei dieser Druckdifferenz zeigt das Ventil im geöffneten Zustand einen Durchfluß von maximal 1,3 ml/min. Die zum Schließen erforderliche Leistung liegt bei ca. 90 mW. Die mechanischen Kenndaten sind in diesem Fall mit den Daten von Ventilvariante 2 in Tabelle 5.10 vergleichbar. Dies ist zu erwarten, da bei gleichem Ventilaufbau in beiden Fällen die maximal kontrollierbare Druckdifferenz anliegt.

Unterschiede zwischen Ventilvariante 2 und 3 ergeben sich hinsichtlich der thermischen und fluidischen Eigenschaften. Im derzeitigen Ventildesign sind Aktor- und Fluidkammer thermisch eng miteinander gekoppelt. Dies wirkt sich insbesondere bei Flüssigkeitsbetrieb aus. Bereits bei geringen Druckdifferenzen wird eine relativ hohe Heizleistung benötigt, um die konvektive Kühlleistung zu überwinden. Der Wegfall der Kühlung beim Schließen des Ventils führt dann zu einem plötzlichen starken Temperaturanstieg in der Aktorkammer. Die Folgen sind eine relativ hohe thermische Belastung der Membran und der Klebestellen.

Die fluidischen Eigenschaften werden durch die wesentlich höhere Viskosität von Wasser bestimmt. Auch im vorliegenden Fall liegt eine nicht vollständig ausgebildete Strömung mit dominierenden Inertialverlusten vor, da einerseits das L/D_h – Verhältnis nur bei 0,7 liegt, andererseits die kritische Reynoldszahl Re_t von ca. 25 weit überschritten wird. Bei einem Membranhub von 18 μm wird ein Durchfluß Q von ca. 7 ml/min berechnet. Der tatsächlich beobachtete Durchfluß Q_{exp} liegt dagegen nur bei maximal 1,3 ml/min. Die Ursache für den reduzierten Membranhub ist bislang nicht abschließend geklärt. Eine mögliche Ursache könnte das in Flüssigkeiten beobachtbare Quellverhalten von Polyimid sein, das eine Änderung der mechanischen und fluidischen Eigenschaften hervorrufen kann. In diesem Zusammenhang muß noch untersucht werden, inwieweit das Quellverhalten durch die Goldschicht unterhalb der Membran verhindert wird. Die fluidischen Kenngrößen bei 880 hPa Druckdifferenz sind in Tabelle 5.13 zusammengestellt.

Re_t	25
Re	$4,4 \cdot 10^5$
L/D_h	0,7
p_{in}	1990 hPa
p_{out}	1110 hPa
Q_{exp}	1,3 ml/min
Q	7 ml/min

Tabelle 5.13: Fluidische Kenngrößen eines Mikroventils der Variante 3.

Die dynamischen Ventileigenschaften hängen aufgrund der thermischen Kopplung zwischen Ventil- und Aktorkammer sehr stark von der anliegenden Druckdifferenz und dem damit

verbundenen Durchfluß ab. Generell sind relativ hohe Heizleistungen erforderlich, um die Kühlleistung der Flüssigkeit zu überwinden. Abb. 5.33 zeigt das Verhalten der Schließzeiten als Funktion der elektrischen Leistung bei zwei verschiedenen Druckdifferenzen. Die Schließzeiten nehmen indirekt proportional mit der Heizleistung ab. Im untersuchten Leistungsbereich unterhalb 600 mW liegen die minimalen Schließzeiten bei ca. 550 ms.

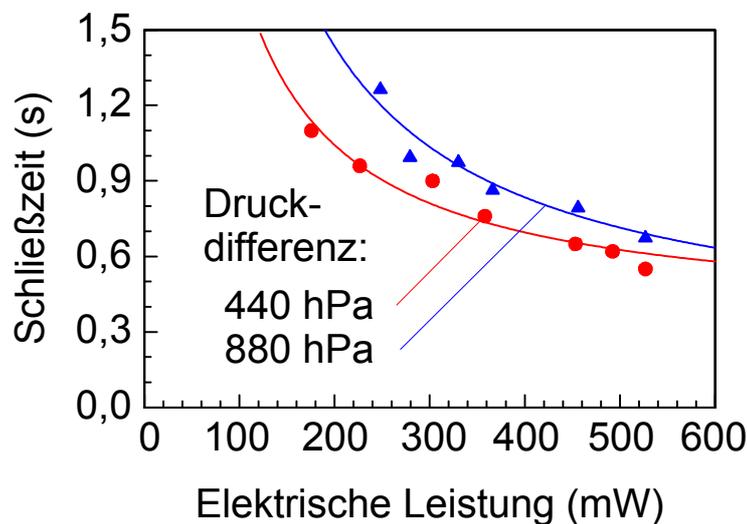


Abb. 5.33: Schließzeiten als Funktion der elektrischen Leistung bei einem Mikroventil der Variante 3.

Aufgrund der relativ hohen Heizleistungen ist eine Zufuhr überschüssiger Wärme in das Ventil unvermeidlich. Der Abbau dieser Wärme nach dem Abschalten des Ventils führt zu verlängerten Öffnungszeiten. Bei einer Druckdifferenz von 880 hPa liegt die Öffnungszeit bei ca. 1 s. Die maximal mögliche Frequenz zum Schließen und Öffnen des Ventils beträgt bei einer Druckdifferenz von 880 hPa ca. 0,6 Hz.

5.3.3.4 Variante 4 mit FGL-Dünnschichtantrieb

Abb. 5.34 zeigt typische Kennlinien des Gas-Durchflusses und des elektrischen Widerstands eines druckkompensierten Mikroventils mit NiTi-Dünnschichtantrieb im stationären Betrieb. Die Distanzscheibe des Ventils besteht in diesem Fall aus Silikon. Die angegebenen Druckwerte sind Druckdifferenzen gegenüber einem Referenzdruck von 1000 hPa. Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz beträgt ca. 2100 hPa. Ohne elektrische Leistung befindet sich das Ventil im geöffneten Zustand und zeigt bei 2000 hPa einen maximalen Durchfluß von ca. 180 Standard ccm. Oberhalb einer druckabhängigen kritischen Leistung schließt das Ventil. Die zum Schließen erforderliche Leistung liegt unter 30 mW. Die Leckrate im geschlossenen Zustand liegt unter 1 Standard ccm.

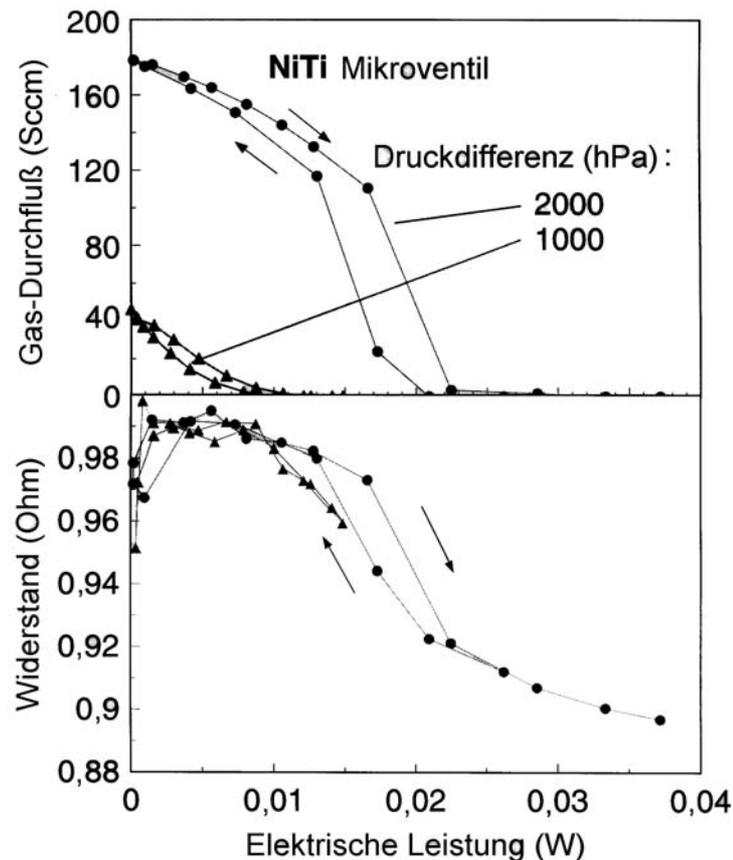


Abb. 5.34: Gas-Durchfluß und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem Mikroventil der Variante 4 mit NiTi-Dünnschichtantrieb [197].

Die Kennlinien in Abb. 5.34 spiegeln das typische Verhalten einer R-Phasenumwandlung wider. Daher kann gefolgert werden, daß die konvektive Kühlung bei den beobachteten Gasströmen keinen wesentlichen Einfluß auf das Schließverhalten besitzt. Erst ab ca. 2000 hPa wird eine geringe Hystereseverbreiterung durch die erhöhte konvektive Kühlung im geöffneten Zustand beobachtet.

In Tabelle 5.14 sind die mechanischen Kenngrößen des Ventils bei einer Druckdifferenz von 2000 hPa zusammengestellt. Die maximale mechanische Zugspannung im FGL-Antrieb σ^A wird analytisch zu 165 MPa bestimmt. Dieser Wert stimmt gut mit der durch mechanische FEM-Analyse bestimmten maximalen von Mises - Spannung in den FGL-Brücken von 180 MPa überein. Daraus folgt für die Kraft einer FGL-Brücke F^A ein Wert von ca. 30 mN. Wie bei den Ventilvarianten 2 und 3 läßt sich die maximale Schließkraft des Ventils nicht durch Abschätzung aus Druckdifferenz zwischen Ein- und Auslaß und Ventilsitzfläche ermitteln, da die reale Druckverteilung unter der Membran deutlich von einer konstanten Druckverteilung abweicht. Die Dehnung im austenitischen Zustand ε^A beträgt ca. 0,28 %. Der effektive E-Modul im R-Phasenzustand wird bei den geringen Dehnungen zu ca. 30 GPa abgeschätzt. Der Hub des FGL-Antriebs $z^A - z^R$ beträgt ca. 12 μm .

σ^A	165 MPa
ε^A	0,28 %
σ^R	133 MPa
ε^R	0,45 %
F^A	30 mN
$z^A - z^R$	12 μm

Tabelle 5.14: Mechanische Kenngrößen eines Mikroventils der Variante 4 mit NiTi-Dünnschichtantrieb bei einer Druckdifferenz von 2000 hPa.

Die entsprechenden fluidischen Kenngrößen sind in Tabelle 5.15 zusammengestellt. Die kritische Reynoldszahl Re_t beträgt ungefähr 38 und wird von der berechneten Reynoldszahl Re weit überschritten. Bei einem Hub des FGL-Antriebs von 12 μm beträgt das L/D_h – Verhältnis genau 1. Es handelt sich daher auch im vorliegenden Fall um eine nicht vollständig ausgebildete Strömung mit dominierenden Inertialverlusten. Aus dem Hub von 12 μm wird der maximale Durchfluß Q zu 200 Standard ccm analytisch bestimmt.

Re_t	38
Re	1270
L/D_h	1
p_{in}	3000 hPa
p_{out}	1000 hPa
Q	200 Standard ccm

Tabelle 5.15: Fluidische Kenngrößen eines Mikroventils der Variante 4 mit NiTi-Dünnschichtantrieb.

Abb. 5.35 zeigt Kennlinien des Gas-Durchflusses eines Mikroventils mit einem NiTiCu-Dünnschichtantrieb im stationären Betrieb. Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz beträgt in diesem Fall ca. 3000 hPa. Im geöffneten Zustand zeigt das Ventil bei 3000 hPa einen maximalen Durchfluß von ca. 360 Standard ccm. Die zum Schließen erforderliche Leistung nimmt mit zunehmender Druckdifferenz stark zu. Bei 3000 hPa beträgt sie ca. 100 mW.

Bedingt durch die Nutzung einer martensitischen Phasenumwandlung werden größere Dehnungen im geöffneten Zustand und damit größere Membranhübe ermöglicht. Der damit verbundene größere Gasfluß in geöffnetem Zustand führt zu einer Erhöhung der konvektiven Kühlung und damit zu einem erhöhten Leistungsbedarf beim Schließen des Ventils. Die Folge sind ausgeprägte Hystereseverläufe insbesondere bei höheren Druckdifferenzen. Bei kleinen

Druckdifferenzen von 1000 hPa und darunter spiegelt die Kennlinie das intrinsische Hystereseverhalten der martensitischen Phasenumwandlung wider.

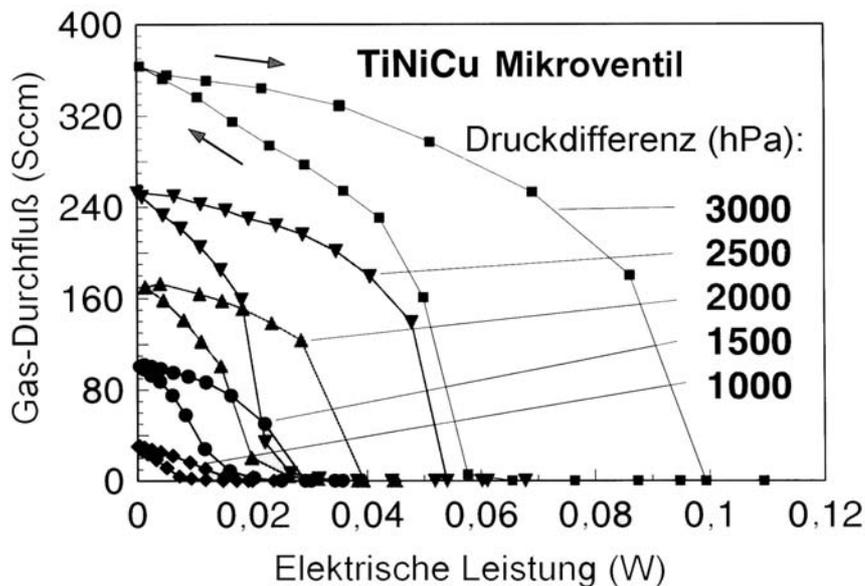


Abb. 5.35: Gas-Durchfluß in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem Mikroventil der Variante 4 mit NiTiCu-Dünnschichtantrieb [260].

Die mechanischen Kenngrößen bei der maximal kontrollierbaren Druckdifferenz von 3000 hPa sind in Tabelle 5.16 zusammengestellt. Aufgrund des höheren E-Moduls von NiTiCu im austenitischen Zustand kann beim Schließen des Ventils eine höhere Kraft erzeugt werden. Daher können Mikroventile mit NiTiCu-Dünnschichtantrieb bei gleicher Dicke der Distanzscheibe höhere Druckdifferenzen kontrollieren.

σ^A	290 MPa
ε^A	0,28 %
σ^M	210 MPa
ε^M	0,51 %
F^A	50 mN
$z^A - z^M$	18 μm

Tabelle 5.16: Mechanische Kenngrößen eines Mikroventils der Variante 4 mit NiTiCu-Dünnschichtantrieb bei einer Druckdifferenz $p_{in}-p_{out}$ von 3000 hPa.

Auch in diesem Fall liegt eine nicht vollständig ausgebildete Strömung mit dominierenden Inertialverlusten vor, da das L/D_h – Verhältnis nur 0,7 beträgt und die kritische Reynoldszahl Re_t von ca. 26 weit überschritten wird. Die fluidischen Kenngrößen bei 3000 hPa sind in Tabelle 5.17 zusammengestellt.

Re_t	26
Re	2280
L/D_h	0,7
p_{in}	4000 hPa
p_{out}	1000 hPa
Q	370 Standard ccm

Tabelle 5.17: Fluidische Kenngrößen eines Mikroventils der Variante 4 mit NiTiCu-Dünnschichtantrieb.

In Abb. 5.36 sind stationäre Kennlinien des Gasflusses und des elektrischen Widerstands eines Mikroventils mit NiTiPd-Dünnschichtantrieb zu sehen. Der Ventilaufbau entspricht ansonsten dem Mikroventil mit NiTi-Dünnschichtantrieb. Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz liegt in diesem Fall etwas unterhalb des bei NiTiCu beobachteten Wertes bei ca. 2600 hPa. Die im Vergleich zum NiTi-Antrieb erzielte höhere kontrollierbare Druckdifferenz ist auf den höheren E-Modul von NiTiPd im austenitischen Zustand zurückzuführen. Bei 2500 hPa beträgt der maximale Durchfluß ca. 360 Standard ccm. Die zum Schließen erforderliche Leistung hängt sehr stark von der anliegenden Druckdifferenz ab und erreicht bei 2500 hPa ca. 210 mW. Die Leckrate im geschlossenen Zustand liegt wiederum unter 1 Standard ccm.

Im Vergleich zu den Ventilen mit NiTiCu-Dünnschichtantrieb werden beträchtlich höhere Leistungen zum Schließen benötigt. Dabei sind die Gasflüsse ähnlich groß, so daß von einer vergleichbaren konvektiven Kühlung ausgegangen werden kann. Für die höheren Schließleistungen sind daher ausschließlich die höheren Umwandlungstemperaturen der NiTiPd-Legierung verantwortlich, siehe Tabelle 5.4. Aus diesem Grund liegt auch die minimale Leistung, die zur Aufrechterhaltung des geschlossenen Zustands erforderlich ist, bei einem vergleichbar hohen Wert von ca. 50 mW. Das intrinsische Hystereseverhalten der martensitischen Phasenumwandlung wird wie im Fall von NiTiCu-Antrieben nur bei kleinen Druckdifferenzen unter 1000 hPa beobachtet.

Die mechanischen und fluidischen Kenngrößen bei der maximal kontrollierbaren Druckdifferenz von 2600 hPa entsprechen den in den Tabellen 5.16 und 5.17 zusammengestellten Kenngrößen der Ventile mit NiTiCu-Dünnschichtantrieb.

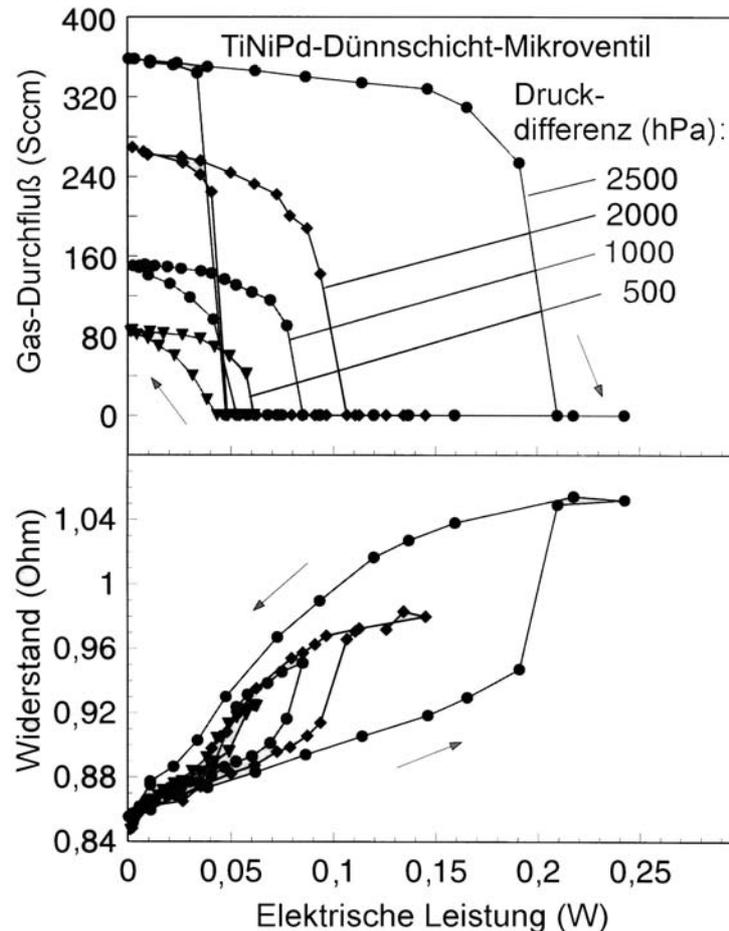


Abb. 5.36: Gas-Durchfluß und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem Mikroventil der Variante 4 mit NiTiPd-Dünnschichtantrieb [197].

5.3.4 Zusammenfassende Bewertung

Zum Betrieb der FGL-Mikroventile werden mikrostrukturierte FGL-Antriebe mit spannungsoptimiertem Design verwendet. Im Fall der Biegebalken bei Ventilvariante 1 wird durch die Spannungsoptimierung eine homogene Verteilung der mechanischen Randspannung entlang der Balken erzielt. In den FGL-Brücken der Varianten 2-4 wird aufgrund der Zugbelastung noch eine homogenere Spannungsverteilung im ganzen Volumen erreicht. Die Spannungswerte in den FGL-Antrieben werden so eingestellt, daß eine möglichst hohe Arbeitsdichte erzeugt wird, ohne Grenzwerte zu überschreiten. Dadurch kann der Formgedächtniseffekt optimal genutzt werden. Darüber hinaus wird die Ausbeute bei der Hybridintegration der FGL-Antriebe erhöht und die Lebensdauer der Ventile verlängert. Auf diese Weise konnten erstmals Herstellung und Betrieb von NiTiPd-Ventilen demonstriert werden.

Bei Nutzung einer R-Phasenumwandlung in NiTi-Antrieben wird die Arbeitsdichte der Ventile durch die maximale Dehnung im R-Phasenzustand von 0,8 % begrenzt. Bei

Ventilvariante 2 werden in diesem Fall maximale Arbeitsdichten von 50 mJ/g und maximale Leistungsdichten von 2 W/g erzielt. Diese Leistungsdaten sind bereits mit makroskopischen Gasturbinen vergleichbar, siehe Abb. 2.2 (Kapitel 2.1).

Die Herstellung der FGL-Mikroventile wird durch Hybridintegration weniger Ventilkomponenten (Gehäuse, Membran, Distanzscheibe, FGL-Antrieb) durchgeführt. Ein speziell für mikrostrukturierte Folien und Dünnschichten entwickeltes Hybridintegrations-Verfahren erlaubt eine problemlose Handhabung und präzise Montage. Die Fertigung der Ventilkomponenten und die Hybridintegration selbst können parallel erfolgen. Eine Ausnahme stellt bei Ventilvariante 1 der FGL-Antrieb dar, der durch Laserschneiden gefertigt wird. FGL-Folien mit 20 µm Dicke und FGL-Dünnschichten werden durch optische Photolithographie und chemische Ätzverfahren strukturiert, da in diesem Fall geringe Aspektverhältnisse in der Größenordnung von 1 nicht stören.

Tabelle 5.18 enthält eine Zusammenstellung der erzielten Spezifikationen eines druckkompensierten FGL-Ventils der Variante 1a. Die Spezifikationen von Variante 1b sind mit denen von Variante 1a vergleichbar. Aufgrund der größeren Ventilsitzbreite bei Variante 1a wird ein besseres Dichtungsverhalten festgestellt. Allerdings führt erhöhte Adhäsion der Membran zu einem höheren Mindestdruck zum Öffnen des Ventils.

Medium	Gas
Betriebsart	n.o.
Baugröße	20 x 11 x 3 mm ³
Durchmesser der Ventilkammer	4 mm
Maximaler Durchfluß	ca. 7000 Standard ccm*
Maximaler Druck	4500 hPa
Schließzeit	0,5 - 1,2 s
Öffnungszeit	1 - 2 s
Leistungsbedarf	< 450 mW

Tabelle 5.18: Spezifikationen eines druckkompensierten FGL-Ventils der Variante 1a.

* theoretisch abgeschätzter Wert, im Experiment wurde der Durchfluß aus meßtechnischen Gründen durch einen fluidischen Widerstand begrenzt.

Hinsichtlich der Lebensdauer wurden bei Ventilvariante 1 bislang keine systematischen Tests durchgeführt. Da der zugrundeliegende Aktormechanismus jedoch auf einer R-Phasenumwandlung mit maximaler Dehnung unter 0,8 % beruht, sind auch bei hohen Zyklenzahlen über 10⁶ keine Ermüdungseffekte zu erwarten.

Nachteilig wirken sich die relativ großen Abmessungen der Biegebalken auf die Schaltzeiten und den Leistungsbedarf aus. Mögliche Anwendungen liegen in Bereichen, in denen

einerseits hohe Energiedichten gefordert werden, andererseits jedoch Schaltzeiten eine untergeordnete Rolle spielen. Ein Beispiel ist die Gas-Chromatographie, bei der die Reproduzierbarkeit der Schaltvorgänge im Vordergrund steht und Schaltzeiten von 1 s zulässig sind [271]. Kürzere Schaltzeiten und geringere Schaltleistungen machen FGL-Antriebe mit geringeren Abmessungen erforderlich. Da bei vielen mikrotechnischen Anwendungen maximale Durchflüsse durchaus unterhalb 1000 Standard ccm liegen dürfen, ist die Verwendung von Mikroantrieben aus FGL-Folien geringer Dicke und FGL-Dünnschichten von besonderem Interesse.

Die wichtigsten Spezifikationen von FGL-Ventilen der Variante 2 und 3 sind in Tabelle 5.19 zusammengestellt.

	Variante 2	Variante 3
Medium	Gas	Wasser
Betriebsart	n.o.	n.o.
Baugröße *	5,5 x 5,5 x 3 mm ³	5,5 x 5,5 x 3 mm ³
Durchmesser der Ventilkammer	2 mm	2 mm
Maximaler Durchfluß	470 Standard ccm	1,3 ml/min
Maximaler Druck	5000 hPa	880 hPa
Schließzeit	25 ms	550 ms
Öffnungszeit	100 ms	1 s
Leistungsbedarf	< 90 mW	< 600 mW

Tabelle 5.19: Spezifikationen von FGL-Ventilen der Variante 2 und 3.

*Die angegebene Baugröße wird bei elektrischer Kontaktierung durch Laserschweißen erreicht. Bei Verwendung von Leitmatten beträgt die Baugröße 8,4 x 11 x 3 mm³.

Druckkompensierte Ventile der Variante 2 zeichnen sich durch hohe kontrollierbare Druckdifferenzen bis 5000 hPa und moderate Durchflüsse bis 470 Standard ccm aus. Die Verwendung eines metallischen Kühlrings wirkt sich auf das dynamische Ventilverhalten sehr positiv aus. Dadurch werden typische Öffnungs- und Schließzeiten von jeweils 25 und 100 ms erreicht, die mit Simulationen der Wärmeübergangszeiten sehr gut übereinstimmen. Die relativ lange Kühlzeit von 100 ms ist im wesentlichen auf die niedrigen Übergangstemperaturen der R-Phasenumwandlung zurückzuführen. Aus den Simulationsrechnungen folgt, daß die Kühlzeit um nahezu eine Größenordnung reduziert werden kann, wenn anstelle von NiTi ein Material mit Umwandlungstemperaturen M_f/A_f von 180/220 °C verwendet wird.

Erste Lebensdauertests von Ventilen der Variante 2 bis 10^6 Zyklen zeigen keine Abweichungen vom Ausgangsverhalten.

Gegenüber Ventilvariante 1 werden deutlich verkürzte Schaltzeiten bei vergleichbaren Druckdifferenzen gefunden. Dadurch werden auch Anwendungen mit höheren Anforderungen an die Ventildynamik zugänglich. Ein Beispiel könnte der Einsatz von Ventilvariante 2 als pneumatisches Vorsteuerventil sein, bei dem maximale Frequenzen in der Größenordnung von 10 Hz erforderlich sind [272].

Die Ventile der Variante 3 sind nicht druckkompensiert und zeigen daher relativ niedrige kontrollierbare Druckdifferenzen. Beim derzeitigen Design beträgt die maximal kontrollierbare Druckdifferenz 880 hPa. Durch enge thermische Kopplung zwischen Aktor- und Fluidkammer wird bei Betrieb mit Wasser ein hoher Leistungsbedarf verursacht, der mit einer hohen Temperaturbelastung der Membran und der Klebestellen verbunden ist. Im untersuchten Leistungsbereich werden gegenüber Variante 2 längere Schließzeiten erzielt. Da beim Heizen von Variante 3 überschüssige Wärme in das Ventil eingebracht wird, werden außerdem relativ lange Kühlzeiten beobachtet. Ein möglicher Anwendungsbereich von Ventilvariante 3 ist die Laboranalytik. Die Messungen an Ventilvariante 3 zeigen jedoch, daß bei Flüssigkeitsbetrieb noch Designverbesserungen erforderlich sind. Zur thermischen Entkopplung zwischen FGL-Antrieb und Ventilkammer ist insbesondere eine thermische Barriere oder eine weitere Wärmesenke vorzusehen.

Tabelle 5.20 enthält eine Zusammenstellung der Spezifikationen von FGL-Ventilen der Variante 4.

	NiTi- Dünnschichtantrieb	NiTiCu- Dünnschichtantrieb	NiTiPd- Dünnschichtantrieb
Medium	N ₂ -Gas	N ₂ -Gas	N ₂ -Gas
Betriebsart	n.o.	n.o.	n.o.
Baugröße	6 x 11 x 3 mm ³	6 x 11 x 3 mm ³	6 x 11 x 3 mm ³
Durchmesser der Ventilkammer	2 mm	2 mm	2 mm
Maximaler Durchfluß	180 Standard ccm	360 Standard ccm	360 Standard ccm
Maximaler Druck	2000 hPa	3000 hPa	2700 hPa
Leistungsbedarf	< 30 mW	< 100 mW	< 210 mW
Maximale Umgebungstemperatur	35 °C	20 °C	60 °C

Tabelle 5.20: Spezifikationen von FGL-Ventilen der Variante 4.

Die wichtigsten Unterschiede der Ventiluntervarianten bestehen in den maximal kontrollierbaren Drücken und Durchflüssen und in den maximal möglichen Umgebungstemperaturen. Bei Nutzung der R-Phasenumwandlung in NiTi-Dünnschichtantrieben werden relativ geringe Durchflüsse und maximal kontrollierbare Drücke erzielt. Allerdings zeigen die verwendeten NiTi-Dünnschichtantriebe ein sehr duktilen

Verhalten, so daß die Hybridintegration hier am einfachsten durchgeführt werden kann. Die besten Ventilspezifikationen werden bei Verwendung von NiTiCu-Dünnschichtantrieben erreicht. Die zugrundeliegende martensitische Umwandlung wird jedoch nur bei Umgebungstemperaturen unter 20 °C voll ausgenutzt. Hinsichtlich der maximalen Umgebungstemperatur eignen sich die Ventile mit NiTiPd-Dünnschichtantrieb am besten. Das Handling der NiTiPd-Dünnschichtantriebe wird jedoch durch die Sprödigkeit des Materials erschwert.

Durch Verwendung einer Distanzscheibe mit moderater Dicke von 50 µm werden die maximalen Dehnungen im FGL-Antrieb auf ca. 0,5 % begrenzt. Da sowohl die Distanzscheibe als auch der FGL-Antrieb gegenüber Ventilvariante 2 eine geringere Dicke besitzen, werden gegenüber Ventilvariante 2 geringere maximal kontrollierbare Druckdifferenzen erzielt. Prinzipiell ist noch eine Steigerung des Druck- und Durchflußbereichs möglich, da die Belastungsgrenzen der FGL-Antriebe hier noch nicht erreicht werden.

Simulationsrechnungen zeigen, daß die Ventildynamik durch den Einsatz von FGL-Mikroantrieben mit erhöhten Übergangstemperaturen stark verbessert wird. Dabei ergeben sich zusätzliche Vorteile hinsichtlich des Temperatureinsatzbereichs. Weitere Entwicklungsarbeiten an Mikroventilen mit NiTiPd-Antrieben konzentrieren sich derzeit darauf, diese Simulationsergebnisse experimentell zu bestätigen.

Ein Vergleich der hier erzielten Spezifikationen mit den Spezifikationen anderer bislang realisierter Mikroventil-Arten in Tabelle 2.3 (Kapitel 2.2) macht die Konkurrenzfähigkeit der FGL-Mikroventile deutlich. Ventilvariante 1 zeigt bereits vielversprechende Ergebnisse bezüglich der maximal kontrollierbaren Druckdifferenzen und Durchflüsse. Allerdings sind der erforderliche Leistungsbedarf und die Schaltzeiten vergleichsweise groß. Ventilvariante 2 ist im Vergleich das kleinste Mikroventil. Trotzdem sind die kontrollierbaren Druckdifferenzen und Durchflüsse mit den Werten des elektrostatischen und des Bimetall-Ventils vergleichbar. Der Leistungsbedarf ist sogar um über eine Größenordnung niedriger als die Vergleichswerte des thermopneumatischen und Bimetall-Ventils. Lediglich die Schaltzeit wird erwartungsgemäß von den elektrostatischen und Piezo-Ventilen übertroffen.

5.4 Normal geschlossene FGL-Mikroventile

Normal geschlossene Ventile befinden sich ohne Leistungszufuhr von außen im geschlossenen Zustand. Um diese Funktion zu erzielen, wird ein mechanisch gekoppeltes System aus einem FGL-Antrieb mit Einweg-Effekt und einer passiven Gegenfeder verwendet. Der FGL-Antrieb wird in diesem Fall zum Öffnen des Ventils verwendet. Die Gegenfeder sorgt für eine Rückstellung des Antriebs beim Unterbrechen der Heizleistung. Darüber hinaus hält sie den geschlossenen Zustand aufrecht, solange keine Leistung von außen zugeführt

wird. Nachfolgend wird auf die Entwicklung von Ventilvariante 5 eingegangen, bei der ein FGL-Folienantrieb von 100 μm Dicke verwendet wird. Die Gegenfeder wird in diesem Fall aus einer FGL-Folie mit pseudoelastischem Effekt hergestellt.

5.4.1 Ventildesigns

Beim Design von Ventilvariante 5 wird von dem bei Ventilvariante 1 entwickelten Biegebalken-Konzept ausgegangen. FGL-Biegebalken im Dickenbereich $d = 100 \mu\text{m}$ zeigen günstige Kombinationen großer Kräfte und Stellwege. Insbesondere durch die großen Stellwege ergeben sich moderate Anforderungen an die Justiergenauigkeit bei der Vorauslenkung von FGL-Antrieb und Gegenfeder, die noch durch konventionelle Mikrofertigung erfüllbar sind. Die Vorgehensweise beim Design des FGL-Antriebs orientiert sich an den in Kapitel 4.3 diskutierten Optimierungskriterien.

Sowohl der FGL-Antrieb als auch die Gegenfeder werden durch kreisförmige Anordnung von spannungsoptimierten Biegebalken aufgebaut. Abb. 5.37 zeigt die laterale Gestalt der beiden Bauteile. Zur direkten Beheizung werden die Biegebalken elektrisch seriell miteinander verbunden und mit zwei Anschlußfahnen versehen. Die Gegenfeder kann dagegen mit kreissymmetrischer Gestalt ausgelegt werden.

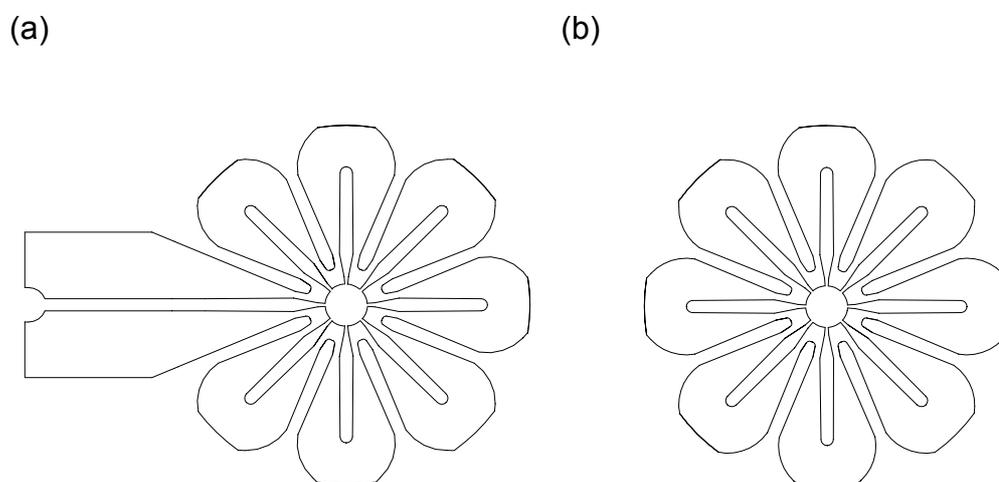


Abb. 5.37: Laterale Gestalt des FGL-Antriebs (a) und der passiven Gegenfeder (b).

Abb. 5.38 zeigt zwei Ausführungsformen von Ventilvariante 5. Die wichtigsten Komponenten sind eine obere und untere Gehäusehälfte mit integrierten fluidischen Zu- bzw. Ableitungen, ein Zwischenring, ein Stempel mit Dichtung, ein FGL-Antrieb und eine passive Gegenfeder.

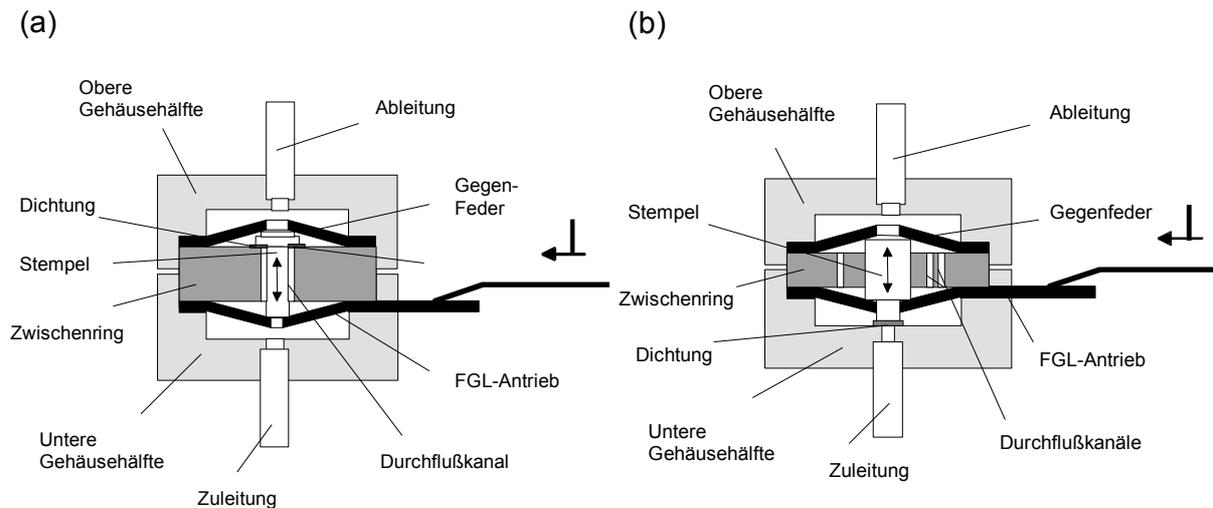


Abb. 5.38: Schematischer Aufbau zweier Ausführungsformen von Ventilvariante 5.

Die zugrunde liegenden Ideen des Ventilaufbaus lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Ventilmembran und Distanzscheibe der bisherigen Ventilvarianten werden durch einen Zwischenring mit frei beweglichem Stempel ersetzt. Der Zwischenring sorgt unter anderem für eine geführte Bewegung des Stempels. Die Differenz zwischen der Länge des Stempels und der Dicke des Zwischenrings bestimmt die Vorauslenkung von FGL-Antrieb und Gegenfeder.
- Zur Senkung des Herstellungsaufwands wird anstelle eines gestuften Ventilsitzes nur eine Ventilöffnung vorgesehen, die mit einer Silikondichtung am Stempel verschlossen wird.
- Während die Ventilöffnung sich bei Variante 5b in der unteren Gehäusehälfte befindet, ist sie bei Variante 5a im Zwischenring integriert.
- Der Vorteil bei Variante 5a liegt darin, daß die Ventileigenschaften hier nur durch die Fertigungstoleranzen von Zwischenring und Stempel bestimmt werden. Toleranzen der unteren Gehäusehälfte sind dabei im Gegensatz zu Variante 5b unwesentlich.
- Der Vorteil von Variante 5b ist, daß durch nahezu beliebige Vorgabe der Größe der Ventilöffnung in der unteren Gehäusehälfte ein großer Druckbereich einstellbar ist. Bei Variante 5a wirkt der Druck dagegen auf die gesamte Fläche der Ventilöffnung im Zwischenring, die herstellungsbedingt oberhalb bestimmter Minimalabmessungen liegen muß.

- Bei Variante 5b muß der Stempel exakt geführt sein, so daß er zentriert auf der Ventilöffnung aufliegt und kein Verkanten zuläßt. Der Ringspalt um den Stempel ist für den Durchfluß zu klein. Daher werden weitere Öffnungen im Zwischenring vorgesehen.
- Durch die Öffnungen im Zwischenring von Variante 5b wird ein Druckausgleich zwischen oberer und unterer Ventilkammer erzielt.

In Abb. 5.39 ist der Lastfall in Ventilvariante 5b schematisch dargestellt.

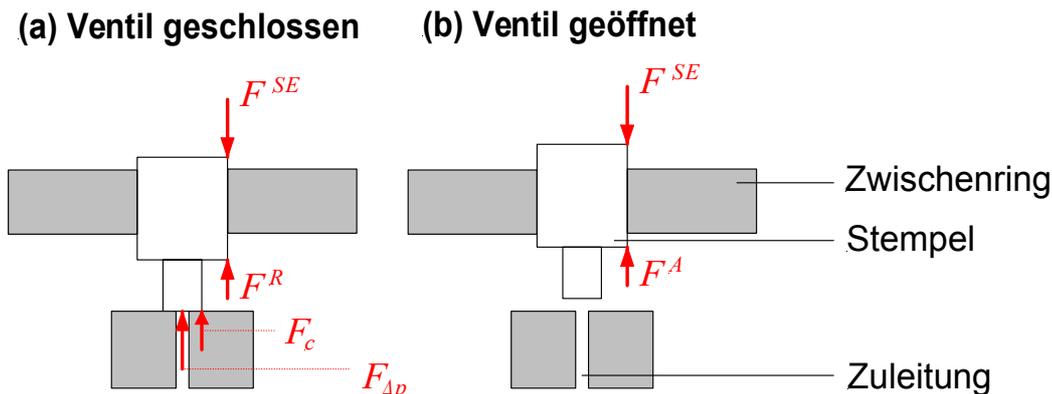


Abb. 5.39: Schema des Lastfalls in Ventilvariante 5b bei geschlossenem (a) und geöffnetem Zustand (b).

Bei geschlossenem Ventil wirkt die Federkraft F^{SE} gegen die Kraft des FGL-Antriebs im R-Phasenzustand F^R , die Druckkraft $F_{\Delta p}$, und die Schließkraft des Stempels F_c :

$$F^{SE} = F^R + F_{\Delta p} + F_c \quad (5.13)$$

Mit zunehmender Druckkraft nimmt die Schließkraft ab. Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz wird erreicht, wenn die Schließkraft gleich null wird. Bei höheren Druckkräften öffnet sich das Ventil und verbleibt im geöffneten Zustand. Wird das Ventil durch elektrische Beheizung des FGL-Antriebs geöffnet, so stellt sich das folgende Kräftegleichgewicht ein:

$$F^{SE} = F^A + F_{\Delta p} \quad (5.14)$$

Die Gleichungen 5.13 und 5.14 sind auch für Ventilvariante 5a gültig.

Die laterale Gestalt der Biegebalken wird wie im Fall der Ventilvariante 1 spannungsoptimiert, um die mechanischen Optimierungskriterien (O1)-(O3) zu erfüllen. Die Vorgehensweise der mechanischen Spannungsoptimierung ist in Kapitel 4.3.1 beschrieben. Da der Stempel auf die Biegebalken näherungsweise eine Punktlast ausübt, ergibt die Optimierung wie bei Ventilvariante 1 eine trapezförmige laterale Gestalt. Unter Berücksichtigung verschiedener geometrischer Randbedingungen, wie z.B. des Durchmessers der Ventilkammer von 4 mm und der Breite des Schnittspalts beim Laserschneiden von ca. 50

μm , erhält man ein Design von 8 kreisförmig angeordneten Doppelbiegebalken mit minimaler und maximaler Breite von 100 beziehungsweise 600 μm . Der äußere Durchmesser von FGL-Antrieb und Gegenfeder ist 5,2 mm.

Der Verlauf der Kraft-Weg-Charakteristik von FGL-Antrieb und Gegenfeder ist in Abb. 5.40 schematisch dargestellt. Dem geschlossenen und geöffneten Zustand können zwei Arbeitspunkte zugeordnet werden, die in Abb. 5.40 eingezeichnet sind. Die Arbeitspunkte werden durch die maximalen Spannungen und Dehnungen im FGL-Antrieb und in der Gegenfeder bestimmt.

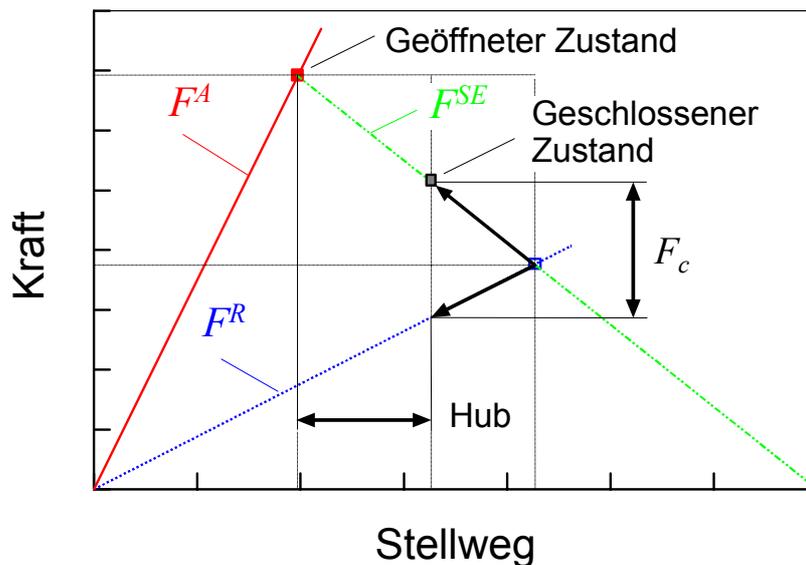


Abb. 5.40: Schematischer Verlauf der Kraft-Weg-Kennlinien des FGL-Antriebs im austenitischen und R-Phasenzustand und der Gegenfeder.

Anhand von Abb. 5.40 können die folgenden Merkmale der Ventilvariante 5 abgeleitet werden:

- Der Abstand der Arbeitspunkte bestimmt den maximalen Hub des Stempels.
- Bei Zunahme der Schließkraft des Stempels nimmt die kontrollierbare Druckdifferenz zu. Gleichzeitig sinkt der maximale Durchfluß, da der Hub des Stempels abnimmt.
- Steife Gegenfedern begünstigen große Druckdifferenzen, während weiche Gegenfedern große Hübe favorisieren.

Die maximale Spannung im FGL-Antrieb wird anhand von Anforderungen an die maximale Arbeitsleistung und die maximale Anzahl an Arbeitszyklen ermittelt. Bei Nutzung einer R-Phasenumwandlung ist die maximale Dehnung auf 0,8 % begrenzt.

Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz ist durch die maximal mögliche Schließkraft des Stempels F_c gegeben, die von der mechanischen Belastungsgrenze der Gegenfeder bestimmt wird. Die mechanische Spannung in der Gegenfeder wird durch das Federdesign und die

Federauslenkung eingestellt. Da die laterale Gestalt der Gegenfeder durch Optimierung des mechanischen Spannungsprofils bereits festgelegt ist, erfolgt die Einstellung der Federkonstanten durch Dickenanpassung. Im vorliegenden Fall wird das Verhältnis der Federkonstanten von Gegenfeder und FGL-Antrieb im austenitischen Zustand zu 1:3 gewählt. Das Dickenverhältnis von Gegenfeder und FGL-Antrieb beträgt in diesem Fall 70:90. Bei einer maximalen mechanischen Spannung in der Gegenfeder von 200 MPa folgt eine maximale Schließkraft des Stempels von ca. 80 mN.

Die wichtigsten Designparameter der Ventilvariante 5 sind in Tabelle 5.21 zusammengestellt.

	Variante 5a	Variante 5b
Durchmesser der Ventilkammer	4 mm	4 mm
Durchmesser der Ventilöffnung	1 mm	0,3 mm
Durchmesser der Dichtung	1,4 mm	0,5 mm
Dicke des Zwischenrings	1 mm	0,4 mm
Totvolumen	17,5 µl	17,5 µl
Einlaß-Durchmesser	0,6 mm	0,3 mm
Auslaß-Durchmesser	0,6 mm	0,6 mm
Stempellänge *	1,32 mm	0,56 mm
Minimale Balkenbreite	100 µm	100 µm
Maximale Balkenbreite	600 µm	600 µm
Balkenlänge	1,75 mm	1,75 mm
Anzahl der Balken	16	16
Dicke des FGL-Antriebs	90 µm	90 µm
Dicke der Gegenfeder	70 µm	70 µm

Tabelle 5.21: Designparameter von FGL-Ventilen der Variante 5.

* Die Stempellänge bezieht sich bei Design 5b nur auf die Länge des geführten Stempelabschnitts zur Vorauslenkung von FGL-Antrieb und Gegenfeder.

5.4.2 Ventilherstellung

Die Gehäusehälften, Stempel und Zwischenring werden durch konventionelles Drehen, Bohren und Mikrofräsen aus Kunststoff hergestellt. Eine parallele, massentaugliche Fertigung der Einzelkomponenten durch Abformung ist im Bedarfsfall möglich. Die Herstellung der Dichtung wird wie bei der Herstellung von Distanzscheiben mit einem Gießverfahren durchgeführt. Die Dicken der FGL-Folien werden durch chemisches Polieren auf das gewünschte Endmaß eingestellt. Zur Mikrostrukturierung der FGL-Folien wird das bei FGL-Folien großer Dicke bewährte Laserschneiden verwendet.

Die Herstellung der Ventile geschieht nachfolgend durch Hybridintegration der Einzelkomponenten mit Hilfe von Klebverfahren. Zunächst werden FGL-Antrieb und Gegenfeder jeweils in die untere bzw. obere Gehäusehälfte eingesetzt und durch Kapillarklebtechnik verbunden. Die Endmontage erfolgt mit Hilfe einer speziell konzipierten Halterung, in die die untere Gehäusehälfte eingelegt wird. Unter dem Mikroskop werden nachfolgend Zwischenring und Stempel eingelegt, bevor die obere Gehäusehälfte von oben auf die untere Gehäusehälfte gedrückt wird. Beim Zusammendrücken der Gehäusehälften werden FGL-Antrieb und Gegenfeder durch den Stempel vorgespannt. Schließlich werden die Verbindungsstellen zwischen den Gehäusehälften mit einem UV-Klebstoff verbunden. Dabei wird die Klebefront nach einer bestimmten Fließstrecke mit UV-Licht gestoppt, um ein Verkleben der Ventilkammer zu vermeiden.

Bei der Montage von Ventilvariante 5b hat sich gezeigt, daß der Abstand zwischen unterer Ventilöffnung und Stempel mit einer Abweichung von höchstens 10 µm einzustellen ist, um die gewünschte Ventilfunktion zu erhalten. Zur Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit wird ein Verfahren zur aktiven Justierung der unteren Ventilöffnung relativ zum Stempel entwickelt. Dabei wird ein Teil der unteren Gehäusehälfte, der die Ventilöffnung enthält, beweglich ausgelegt. Nachdem beide Gehäusehälften miteinander verbunden sind, wird der bewegliche Teil der unteren Gehäusehälften über eine Justierhilfe solange in die Ventilkammer eingefahren bis der Stempel um die gewünschte Vorauslenkung verschoben worden ist. Danach wird der bewegliche Teil durch UV-Klebstoff fixiert.

Die elektrische Kontaktierung wird in diesem Fall durch Laserschweißen durchgeführt. Fluidische Anschlüsse werden durch Einkleben von Standard-Anschlußkanülen in dafür vorgesehene fluidische Zuführungen hergestellt. Abb. 5.41 zeigt ein Mikroventil der Variante 5a, dessen Ventildeckel entfernt ist. Man erkennt im Inneren des Ventils die Gegenfeder, die auf den Ventilstempel drückt.

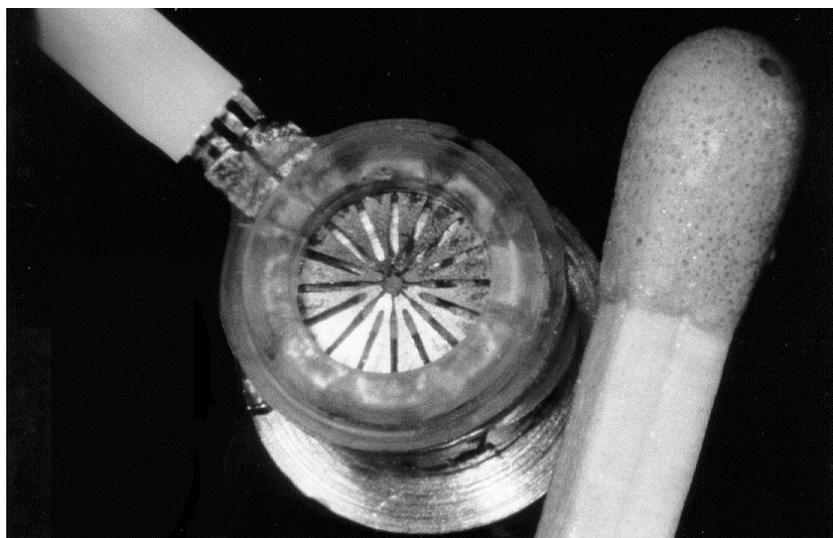


Abb. 5.41: FGL-Mikroventil der Variante 5a.

5.4.3 Ventileigenschaften

Stationäre Eigenschaften

Das stationäre Verhalten von Gas-Durchfluß und elektrischem Widerstand der Ventilvariante 5a ist in Abb. 5.42 gezeigt. Bei den angegebenen Druckwerten handelt es sich um Druckdifferenzen gegenüber einem Referenzdruck von 1000 hPa.

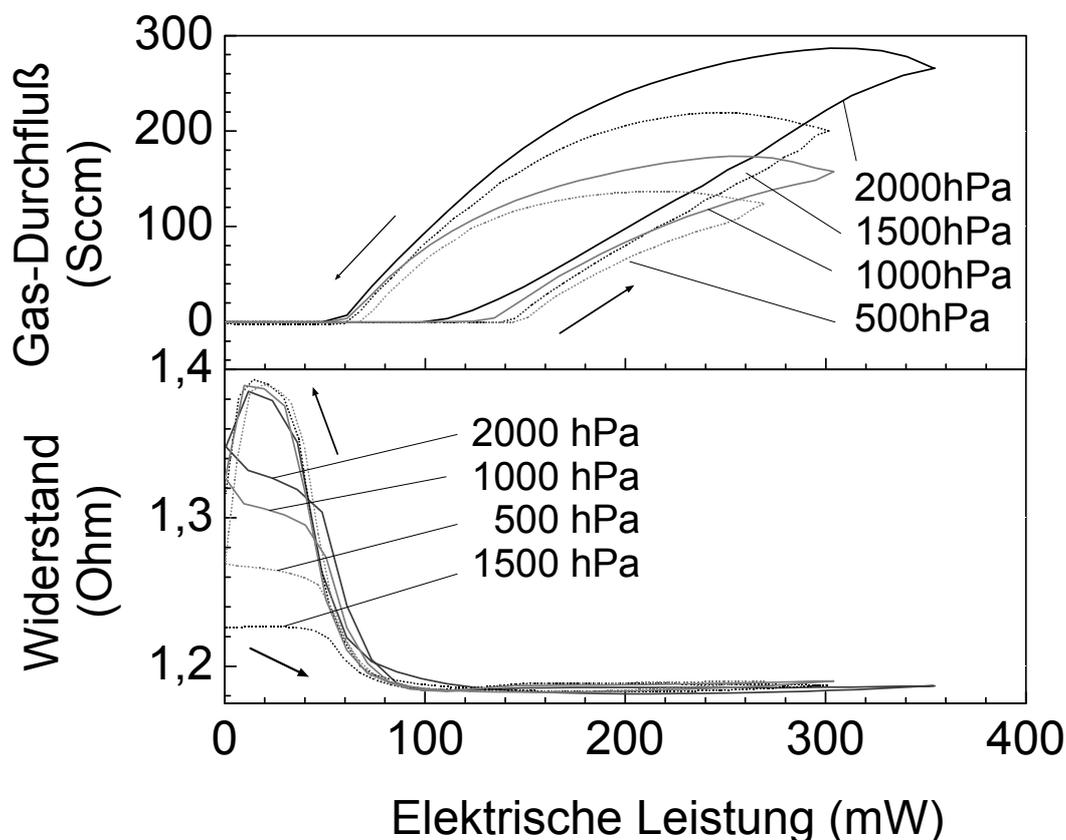


Abb. 5.42: Gas-Durchfluß und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit der Heizleistung bei einem FGL-Mikroventil der Variante 5a.

Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz liegt bei ca. 2000 hPa. In diesem Fall beginnt sich das Ventil oberhalb ca. 100 mW zu öffnen. Dieser Vorgang wird von der anliegenden Druckdifferenz unterstützt. Bei kleineren Druckdifferenzen werden größere Heizleistungen benötigt, da der FGL-Antrieb zum Öffnen des Ventils eine größere Kraft aufwenden und daher die Phasenumwandlung weiter fortgeschritten sein muß. Im geöffneten Zustand wird der FGL-Antrieb zusätzlich durch die Gasströmung konvektiv gekühlt. Mit zunehmender Öffnung des Ventils steigt daher der Leistungsbedarf, so daß der Volumenstrom mit zunehmender Leistung nur allmählich ansteigt und selbst bei 350 mW Heizleistung noch nicht

seinen maximalen Wert erreicht. Bei 350 mW beträgt der maximale Volumenstrom ca. 280 Standard ccm. Wird die Heizleistung nachfolgend reduziert, so wird noch ein leichter Anstieg des Volumenstroms beobachtet, der durch nachfließende Wärme vom Ventilgehäuse verursacht wird. Die Leistungsgrenze, unterhalb der das Ventil wieder schließt, liegt bei ca. 60 mW. Die Leckrate im geschlossenen Zustand liegt unter 0,1 %.

Abb. 5.43 zeigt Kennlinien von Gas-Durchfluß und elektrischem Widerstand der Ventilvariante 5b im stationären Zustand. Die maximal kontrollierbare Druckdifferenz liegt bei ca. 8000 hPa. In diesem Fall beginnt sich das Ventil ab ca. 60 mW zu öffnen. Auch hier wird mit zunehmender Heizleistung eine graduelle Zunahme der Gasströmung beobachtet, die auf die gleichzeitige Zunahme der Kühlleistung zurückzuführen ist. Bei 260 mW und 8000 hPa beträgt der maximale Volumenstrom ca. 460 Standard ccm. Bei Reduktion der Heizleistung liegt die Leistungsgrenze zum Schließen des Ventils nur unwesentlich unterhalb 60 mW.

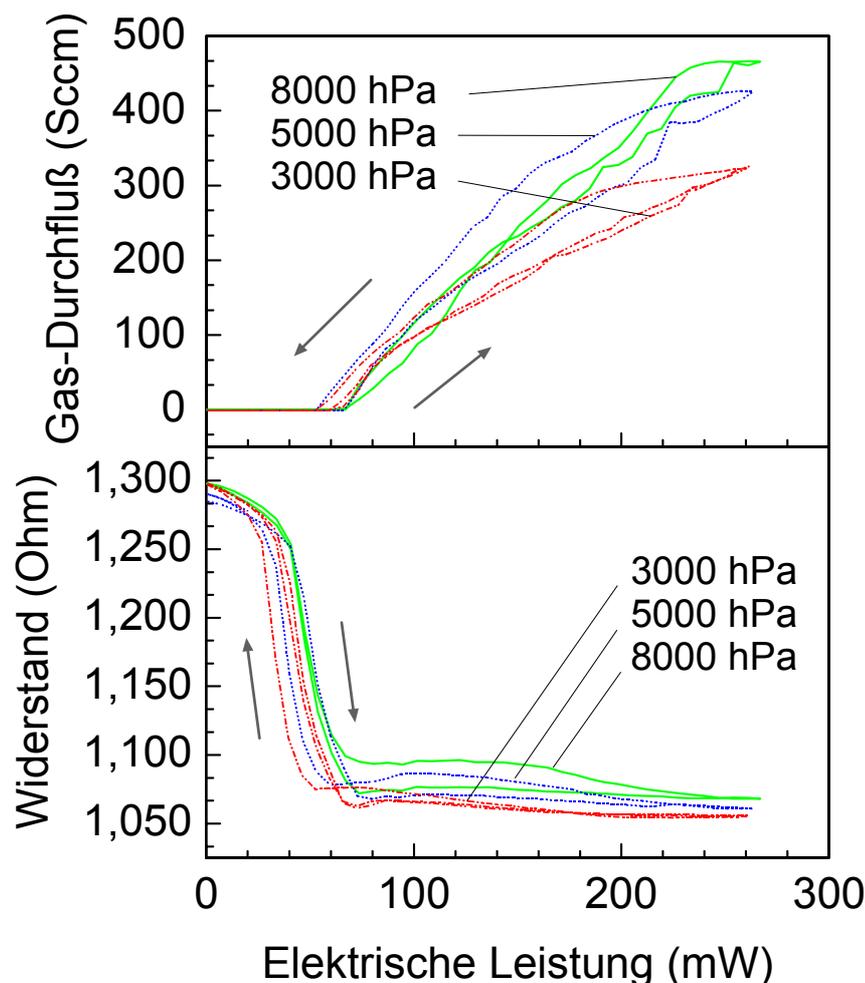


Abb. 5.43: Gas-Durchfluß und elektrischer Widerstand in Abhängigkeit der Heizleistung bei einem FGL-Mikroventil der Variante 5b [262].

Anhand des Widerstandsverlaufs kann der Verlauf der Phasenumwandlungen in den FGL-Antrieben verfolgt werden. In beiden Ventilvarianten wird das Öffnungs- und Schließverhalten von einer R-Phasenumwandlung dominiert. Dies zeigt sich sowohl an der Abnahme des Widerstands mit zunehmender Heizleistung, als auch an den schmalen Hysteresebreiten. Bei Ventilvariante 5a beginnt bei Abnahme der Heizleistung unter ca. 10 mW bereits die martensitische Phasenumwandlung, bei der der elektrische Widerstand steil abfällt. Da die M_s -Temperatur bei 23°C liegt, entscheiden geringe Schwankungen der Raumtemperatur über den Beginn der martensitischen Umwandlung in den Meßkurven. Dies hat jedoch keinen Einfluß auf die Ventilfunktion, da das Ventil bei geringen Heizleistungen in jedem Fall geschlossen ist.

Die mechanischen Kenngrößen der Ventile sind in Tabelle 5.22 zusammengestellt. Aufgrund der unterschiedlichen Ventilöffnungen ergeben sich starke Unterschiede in den maximal kontrollierbaren Druckdifferenzen. Zum Schließen von Ventilvariante 5a ist bei einer Druckdifferenz von 2000 hPa eine Schließkraft F_c von mindestens 160 mN erforderlich. Im geöffneten Zustand kann die maximale mechanische Spannung in der Gegenfeder zu 400 MPa abgeschätzt werden. Die maximale mechanische Spannung im FGL-Antrieb beträgt ca. 250 MPa. Damit werden sowohl in der Gegenfeder als auch im FGL-Antrieb die mechanischen Belastungsgrenzen erreicht.

Bei Ventilvariante 5b genügt zur Kontrolle einer Druckdifferenz von 8000 hPa eine Schließkraft F_c von 60 mN. In diesem Fall treten entsprechend geringere mechanische Spannungen und Dehnungen in FGL-Antrieb und Gegenfeder auf.

	Variante 5a	Variante 5b
Druckdifferenz	2000 hPa	8000 hPa
σ^A	250 MPa	125 MPa
ε^A	0,45 %	0,23 %
σ^R	100 MPa	55 MPa
ε^R	0,7 %	0,4 %
F_c	160 mN	60 mN
Δz	50 μm	35 μm

Tabelle 5.22: Mechanische Kenngrößen von Mikroventilen der Variante 5.
 Δz bezeichnet den Hub des FGL-Antriebs.

Tabelle 5.23 enthält die entsprechenden fluidischen Kenngrößen. Bei beiden Ventilvarianten liegt eine nicht vollständig ausgebildete Strömung mit dominierenden Inertialverlusten vor, da bei kleinem L/D_h - Verhältnis die kritische Reynoldszahl Re_t weit überschritten wird. Wie anhand der Durchfluß-Kennlinien bereits diskutiert wurde, wird der berechnete Durchfluß Q bei den untersuchten Ansteuerleistungen nicht erreicht. Der tatsächlich beobachtete Durchfluß Q_{exp} liegt, aufgrund der mit zunehmender Ansteuerleistung zunehmenden Kühlleistung, teilweise weit unterhalb Q .

	Variante 5a	Variante 5b
Re_t	74	26
Re	530	2640
L/D_h	2	0,7
p_{in}	3000 hPa	9000 hPa
p_{out}	1000 hPa	1000 hPa
Q_{exp}	280 Standard ccm	460 Standard ccm
Q	1500 Standard ccm	700 Standard ccm

Tabelle 5.23: Fluidische Kenngrößen von Mikroventilen der Variante 5.

Dynamische Eigenschaften

Das dynamische Ventilverhalten wird mit Hilfe von Infrarot-Aufnahmen untersucht. Wie in Abb. 5.44 gezeigt, wird für die Infrarot-Mikroskopie nur der FGL-Antrieb in das Ventilgehäuse integriert. Um eine Aufsicht auf den Antrieb zu ermöglichen, wird dabei auf den Einbau von Zwischenring, Stempel und Deckel verzichtet.

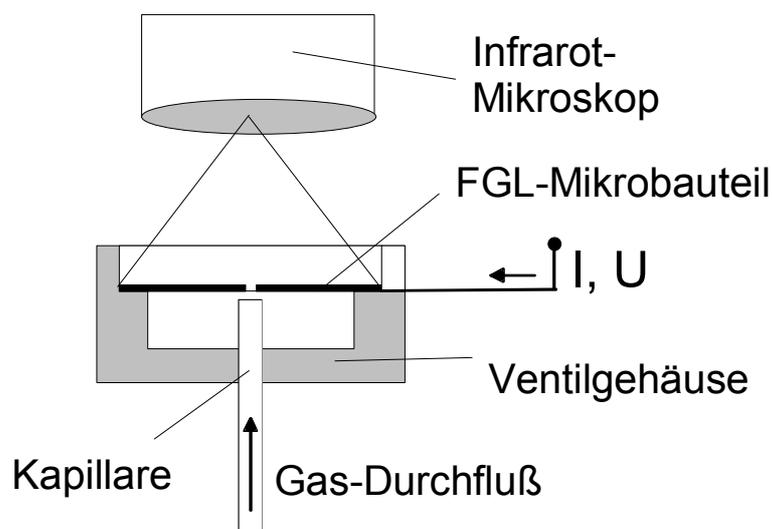


Abb. 5.44: Schematischer Aufbau zur Durchführung von Infrarot-Mikroskop-Messungen.

Die konvektive Kühlung wird durch den Gas-Durchfluß in der Zuleitung auf der Unterseite des FGL-Antriebs eingestellt. Zur Temperaturbestimmung ist eine genaue Kenntnis des Emissionskoeffizienten der Infrarot-Strahlung erforderlich. Aus diesem Grund wird die Oberfläche des FGL-Antriebs vor der Messung mit einer dünnen Graphitschicht bedeckt. In diesem Fall kann von einem Emissionskoeffizienten von ca. 1 ausgegangen werden.

In Abb. 5.45 ist der Verlauf der Maximaltemperatur auf der Oberfläche des FGL-Antriebs in Abhängigkeit des Gas-Durchflusses für verschiedene elektrische Leistungen dargestellt. Bei einer elektrischen Leistung von 300 mW wird ohne Gas-Durchfluß eine Maximaltemperatur von ca. 125 °C erzielt. Mit zunehmendem Gas-Durchfluß steigt die konvektive Kühlung, die zur Abnahme der Maximaltemperatur führt. Bei einem Gas-Durchfluß von 600 Standard cm ist sie auf ca. 90 °C gesunken.

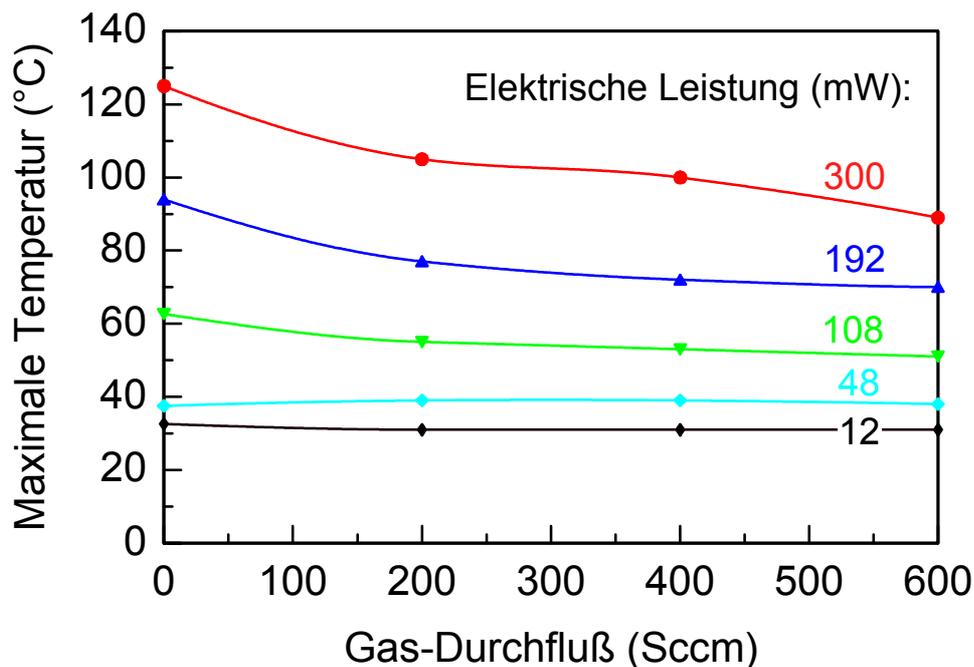


Abb. 5.45: Maximaltemperatur auf der Oberfläche des FGL-Antriebs von Ventilvariante 5. Die Meßpunkte wurden durch Infrarot-Mikroskopie, die durchgezogenen Linien durch FEM-Simulation bestimmt, wobei der Wärmeübergangskoeffizient \bar{k} als Fit-Parameter verwendet wird.

Durch Vergleich der experimentell bestimmten Maximaltemperaturen mit FEM-Simulationen kann der effektive Wärmeübergangskoeffizient \bar{k} bestimmt werden, der die konvektive Kühlung des FGL-Antriebs beschreibt. Bei den durchgezogenen Linien in Abb. 5.45 handelt

es sich um simulierte Maximaltemperaturen, die durch Verwendung des Wärmeübergangskoeffizienten \bar{k} als Fit-Parameter an die Meßwerte angepaßt wurden.

Der Verlauf der so bestimmten Wärmeübergangskoeffizienten \bar{k} ist in Abb. 5.46 als Funktion des Gas-Durchflusses dargestellt. Ohne Gas-Durchfluß liegt freie Konvektion vor. In diesem Fall wird \bar{k} zu $60 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ bestimmt. Bei vorhandenem Gas-Durchfluß wird der FGL-Antrieb durch erzwungene Konvektion gekühlt. Dadurch erhöht sich der Wärmeübergangskoeffizient \bar{k} und erreicht bei einem Gas-Durchfluß von 600 Standard cm einen Wert von ca. $100 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

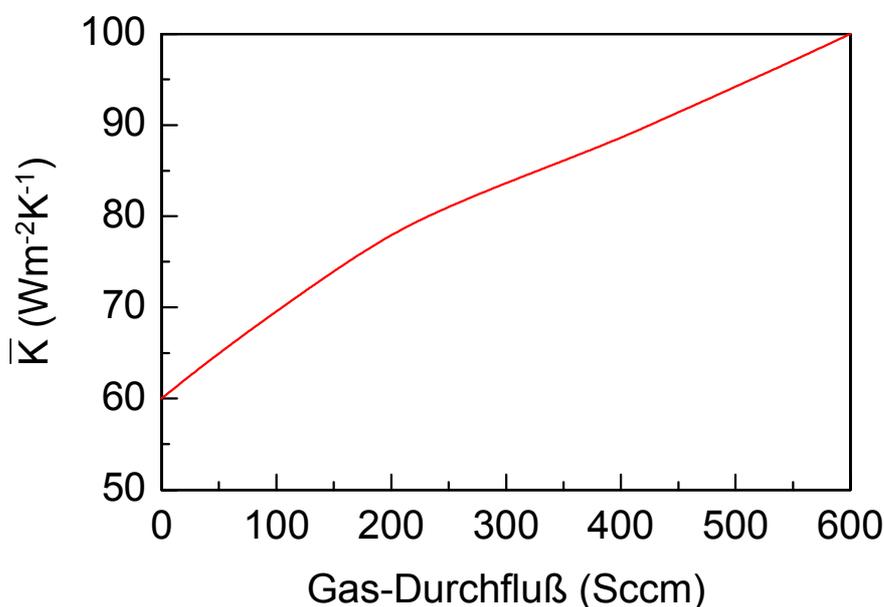


Abb. 5.46: Wärmeübergangskoeffizient \bar{k} in Abhängigkeit des Gas-Durchflusses.

In Abb. 5.47 sind experimentell bestimmte und simulierte Temperaturprofile an der Oberfläche des FGL-Antriebs für eine Heizleistung von 300 mW im stationären Zustand dargestellt. Entlang der Biegebalken stellt sich eine nahezu homogene Temperaturverteilung ein, wie aus den numerischen Werten an den Markierungspunkten hervorgeht. Geringe Schwankungen ergeben sich aus der begrenzten räumlichen Auflösung der Infrarot-Kamera von ca. $25 \mu\text{m}$.

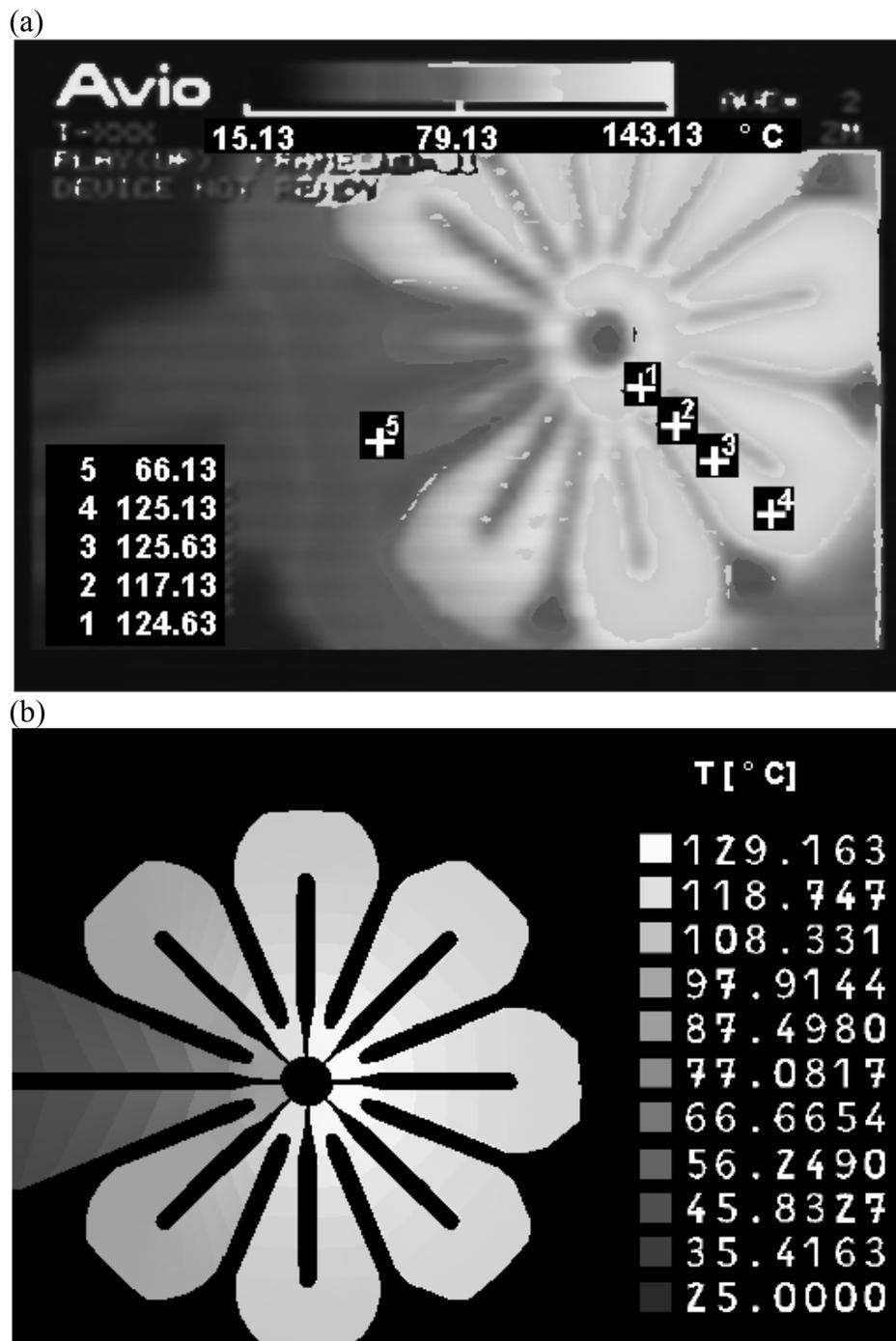


Abb. 5.47: Temperaturprofile an der Oberfläche des FGL-Antriebs für eine Heizleistung von 300 mW im stationären Zustand. (a) Infrarot-Mikroskopie ohne Gas-Durchfluß (b) Simulation mit einem Wärmeübergangskoeffizienten \bar{k} von $60 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.

In der Mitte des FGL-Antriebs werden aufgrund der geringen lateralen Breite der Strukturen die höchsten Temperaturen gefunden. Minimale Temperaturen treten in den Biegebalken auf, die mit den elektrischen Anschlußfahnen verbunden sind. Die Anschlußfahnen führen zu einer relativ starken Kühlung der anschließenden Biegebalken durch Wärmeleitung. Aus diesem Grund wird am Markierungspunkt 5 nur eine Temperatur von 66 °C gemessen. Mit

zunehmendem Abstand von den Anschlußfahnen nimmt die Temperatur zu. Bei Erhöhung des Gas-Durchflusses sinken die Temperaturwerte, wie am Beispiel der Maximaltemperatur in Abb. 5.45 gezeigt. Gleichzeitig werden zunehmend homogenere Temperaturprofile beobachtet, da sich die konvektive Kühlung auf alle Bereiche des FGL-Antriebs nahezu gleich auswirkt. Diese Eigenschaften werden durch die Simulationsrechnungen quantitativ bestätigt.

Das zeitabhängige Verhalten der Temperaturprofile an der Oberfläche des FGL-Antriebs wird experimentell durch Aufnahme von Infrarot-Bildsequenzen während des Heiz- und Kühlvorgangs ermittelt. Der aus diesen Messungen bestimmte Verlauf der Maximaltemperatur ist in Abb. 5.48 für eine Heizleistung von 300 mW dargestellt. Der Gas-Durchfluß beträgt in diesem Fall 500 Standard ccm.

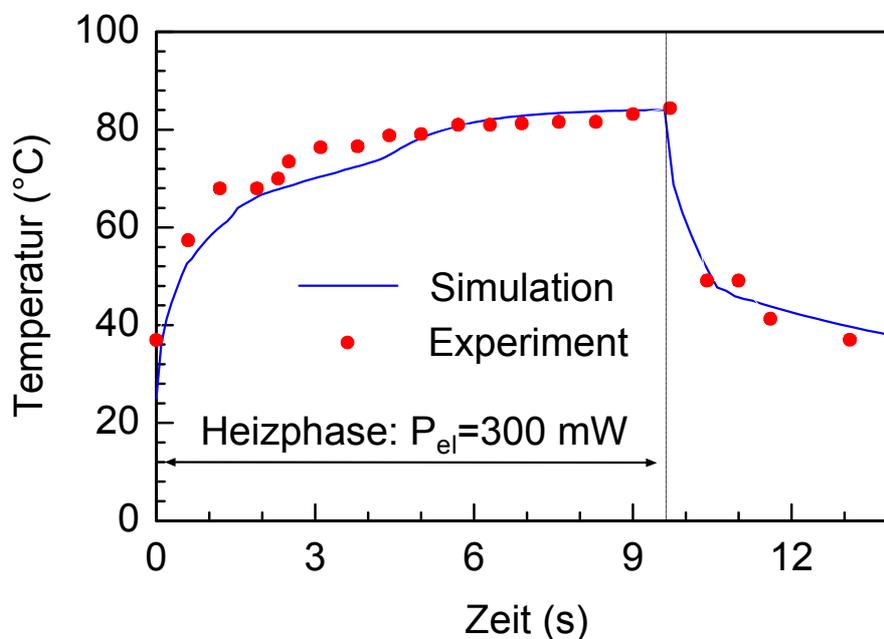


Abb. 5.48: Zeitabhängiger Verlauf der Maximaltemperatur an der Oberfläche des FGL-Antriebs. Der Gas-Durchfluß beträgt 500 Standard ccm, der entsprechende Wärmeübergangskoeffizienten \bar{k} beträgt $90 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ [262].

Während der Heizphase wird die A_f -Temperatur nach ungefähr 0,5 s erreicht. Nach ca. 1,2 s sind alle Biegeelemente in den austenitischen Zustand übergegangen. Stationäre Bedingungen liegen nach ca. 3 s vor. Nachdem die Heizleistung abgeschaltet ist, erreicht die Maximaltemperatur die R_s -Temperatur nach ca. 0,5 s. Nach ca. 1,8 s befinden sich alle Biegeelemente wieder im R-Phasenzustand. Diese Zeitdauer verlängert sich ohne Gas-Durchfluß auf ca. 5 s, da in diesem Fall keine aktive Kühlung durch erzwungene Konvektion vorliegt. Der simulierte Verlauf der Maximaltemperatur stimmt mit dem experimentell ermittelten Verhalten sehr gut überein.

5.4.4 Zusammenfassende Bewertung

Bei Ventilvariante 5 wird eine normal-geschlossene Funktion durch Verwendung eines FGL-Antriebs mit Einweg-Effekt und einer FGL-Gegenfeder mit pseudoelastischem Effekt erzielt. Beide FGL-Bauelemente bestehen aus spannungsoptimierten Biegebalken. Die Ventilherstellung wird durch Hybridintegration durchgeführt. Insbesondere die FGL-Bauelemente werden auf einem Zwischenring integriert, der das Ventil in eine obere und untere Gehäusehälfte teilt. Bei dieser Bauweise wird die bei den anderen Ventilvarianten verwendete Membran überflüssig. Es werden zwei Ausführungsformen realisiert, bei denen sich die Ventilöffnung entweder im Zwischenring (Variante 5a) oder in der unteren Gehäusehälfte (Variante 5b) befindet.

Die Vorteile von Ventilvariante 5a liegen in der einfacheren Herstellung, da Toleranzen der unteren Gehäusehälfte keine Rolle spielen. Die Montage von Ventilvariante 5b erfordert derzeit bei konventioneller Herstellung der Gehäusehälften eine aktive Justage der unteren Ventilöffnung relativ zum Stempel. Beim Übergang zu Abformverfahren kann allerdings davon ausgegangen werden, daß diese Maßnahme entfällt.

Die erzielten Spezifikationen sind in Tabelle 5.24 zusammengestellt.

	Variante 5a	Variante 5b
Medium	Gas	Gas
Betriebsart	n.c.	n.c.
Baugröße	6 x 6 x 6 mm ³	6 x 6 x 6 mm ³
Durchmesser der Ventilkammer	4 mm	4 mm
Maximaler Durchfluß	280 Standard ccm*	460 Standard ccm*
Maximaler Druck	2000 hPa	8000 hPa
Schließzeit	3,5 s	2 s
Öffnungszeit	1 s	1,2 s
Leistungsbedarf	< 400 mW	< 300 mW

Tabelle 5.24: Spezifikationen von FGL-Ventilen der Variante 5. *Die maximalen Durchflüsse werden im angegebenen Leistungsbereich erzielt.

Ventilvariante 5b zeigt im Vergleich zu Ventilvariante 5a die besseren Leistungsdaten. Die R-Phasenumwandlung kann hier bis zu hohen Druckbereichen genutzt werden. Bislang wurden Druckdifferenzen bis 8000 hPa realisiert. Selbst bei 8000 hPa liegt eine relativ niedrige Bauteilebelastung vor, so daß bei gleichbleibender Ventilöffnung noch höhere maximal kontrollierbare Druckdifferenzen möglich sind. Hinsichtlich des Druckbereichs übertrifft damit FGL-Ventilvariante 5b das derzeit verfügbare FGL-Mikroventil in Siliziumtechnik, vergleiche Tabelle 4.5 (S. 103).

Das dynamische Ventilverhalten entspricht dem Verhalten von Ventilvariante 1, wie aufgrund der vergleichbaren geometrischen Abmessungen der FGL-Antriebe bei gleichem FGL-Ausgangsmaterial zu erwarten ist. Mögliche Anwendungen liegen daher in Bereichen, in denen zwar hohe Energiedichten gefordert werden, jedoch Schaltzeiten in der Größenordnung einer Sekunde erlaubt sind. Ein Beispiel ist die Gas-Chromatographie [271].

Eine Verkürzung der Schaltzeiten ist unter Beibehaltung der normal-geschlossenen Funktion durch Verwendung von Antrieben aus FGL-Folien geringer Dicke oder FGL-Dünnschichten möglich. Die Anforderungen an die Bauteiltoleranzen liegen in diesem Fall jedoch bei wenigen Mikrometern, so daß zur Herstellung der Gehäuse Abformverfahren unerlässlich werden.

5.5 Ausblick

In diesem Kapitel wird ein neuartiges Ventilkonzept für die Mikrofluidik beschrieben. Durch Verwendung von FGL-Mikroantrieben mit optimiertem Design können hohe Energiedichten genutzt werden. Die Entwicklungsarbeiten belegen darüber hinaus die hohe Miniaturisierbarkeit und Multifunktionalität der FGL-Mikroantriebe. Bei der Ventilherstellung werden neue Wege der Hybridintegration beschritten, die einerseits eine flexible Herstellung der Ventilsubkomponenten erlauben, andererseits aufgrund der Möglichkeit einer parallelen Fertigung wirtschaftlich sind. Auf diese Weise konnten erstmals Mikroventile mit NiTiPd-Antrieb erfolgreich hergestellt und betrieben werden. Die vorgestellten Ventil-Prototypen sind einerseits als konkurrenzfähige Einzelkomponenten einsetzbar. Andererseits können sie als modularer Bestandteil komplexer Fluidsysteme verwendet werden, deren Entwicklung derzeit stattfindet.

Wichtige Anwendungsbereiche der Ventile sind beispielsweise:

- Pneumatik
- Gasanalytik
- Laboranalytik
- Dosiertechnik

Aus einzelnen Anwendungen dieser Bereiche folgen jeweils spezifische Anforderungen, an die die Leistungsdaten der Ventile anzupassen sind.

Weiterentwicklungen der hier verfolgten Ventilkonzepte sind erforderlich, um neue Anwendungsbereiche zu erschließen. Wichtige Entwicklungsziele sind beispielsweise:

- FGL-Mikroventile mit einem Temperatureinsatzbereich über 100 °C: Diese Entwicklung betrifft in erster Linie die erfolgreiche Integration von NiTiPd- oder NiTiHf-Dünnschichten mit ausreichend hohen Umwandlungstemperaturen. Dabei müssen Gehäusematerialien und Verbindungstechniken an die erhöhten Temperaturen angepaßt

werden. Durch Steigerung der Differenz zwischen Betriebs- und Umwandlungstemperaturen wird darüber hinaus die Dynamik der Ventile weiter verbessert.

- FGL-Mikroventile für die Laboranalytik: Bei Betrieb der FGL-Mikroventile mit Flüssigkeiten ist ein verbessertes Design zu entwickeln, bei dem FGL-Antrieb und Ventilkammer ausreichend thermisch entkoppelt sind.
- Normal geschlossene Mikroventile mit Antrieben aus FGL-Folien geringer Dicke oder aus FGL-Dünnschichten: Aufgrund des geringen Hubs der Antriebe in der Größenordnung von 20 μm müssen im Vergleich zu Ventilvariante 5 erhöhte Anforderungen an Fertigungs- und Justiergenauigkeit erfüllt werden.
- Regelbare Mikroventile zur präzisen Einstellung von Durchflüssen: In diesem Fall ist eine zusätzliche sensorische Komponente zur Messung des Durchflusses oder der Durchflußöffnung erforderlich. Zur Optimierung der Regelungseigenschaften sind FGL-Materialsysteme mit schmalem und flachem Hystereseverlauf der Auslenkungstemperatur-Kennlinie (d.h. mit geringem Temperaturabstand M_s/A_f bzw. M_f/A_s und großem Temperaturabstand M_s/M_f bzw. A_s/A_f) wünschenswert. In diesem Zusammenhang sind FGL-Verbundschichten mit einstellbarem Hystereseverlauf interessant [205-207].
- Serientaugliche Fertigung: Zur Realisierung großer Stückzahlen im Rahmen paralleler Fertigungsprozesse sind geeignete Aufbau- und Verbindungstechniken auf Waferebene bzw. im Nutzen zu entwickeln.
- Standardisierung: Zur Realisierung flexibler Lösungen für mikrofluidische Anwendungen sind standardisierte Mikroventile erforderlich, die mit anderen fluidischen Komponenten (Mikropumpen, Sensoren) kombinierbar sind. In diesem Zusammenhang ist die Weiterentwicklung modularer Aufbau- und Verbindungstechniken von großer Bedeutung.

6 FGL-Linearaktoren

Die Entwicklungsarbeiten zur Herstellung von FGL-Linearaktoren und daraus abgeleiteter Mikroaktoren sind in Patentschriften [273,274], einer Dissertation [275], Konferenzbeiträgen [180,191,276-279] und Fachzeitschriften [280,281] veröffentlicht. Der zugrunde liegende technologische Ansatz besteht hier, wie bei den FGL-Mikroventilen, in der Hybridintegration mikrostrukturierter FGL-Folien mit optimierter lateraler Gestalt. Dieser neuartige Ansatz erweist sich als besonders vorteilhaft bei der Kombination mehrerer FGL-Antriebe zu komplexen Aktorsystemen, die aus einer FGL-Folie in einem Fertigungsschritt hergestellt werden können.

Zunächst werden Aufbau, Entwurf und Funktion der Linearaktoren erläutert. Die Spezifikationen der Linearaktoren werden mit den in Kapitel 2 zusammengestellten Leistungsdaten anderer Linearaktoren verglichen. Nachfolgend werden mikrooptische Schalter und Mikrogreifer als Anwendungsbeispiele vorgestellt.

6.1 Antriebskonzepte

6.1.1 Aufbau und Funktion

Linearbewegungen innerhalb der Substratebene können durch Nutzung des Einweg-Effekts in planaren Federstrukturen erzeugt werden. Der Prinzipaufbau eines FGL-Antriebs für Linearbewegungen ist in Abb. 6.1 dargestellt. Es handelt sich um eine monolithische Struktur, die sich aus einer zentralen Antriebseinheit aus zwei gefalteten Blattfedern mit vier Faltungen, zwei elektrischen Anschlußflächen am hinteren Ende und einem Verbindungssteg zwischen den Blattfedern am vorderen Ende zusammensetzt. Die Verbindungsstücke zwischen den einzelnen Blattfedern sind verbreitert, um eine bevorzugte Bewegungsrichtung in x -Richtung zu ermöglichen. Die elektrischen Anschlußflächen dienen zugleich als mechanische Verbindungsflächen zur Fixierung des Antriebs auf einem Substrat. Der Verbindungssteg zwischen den Blattfedern dient sowohl zur seriellen elektrischen Kontaktierung der Blattfedern, als auch zur mechanischen Ankopplung externer Kräfte.

Im martensitischen Zustand kann der Antrieb bereits durch eine geringe Kraft entlang der Vorzugsrichtung ausgelenkt werden. Dabei werden die Federstrukturen innerhalb der Substratebene verbogen. Durch Erwärmung des Antriebs in den austenitischen Zustand gehen die Federstrukturen wieder in ihre ursprüngliche Gestalt zurück und verursachen dabei eine lineare Bewegung des Verbindungsstegs innerhalb der Substratebene. Auf diese Weise können sowohl große Stellwege als auch hohe Stellkräfte erzeugt werden.

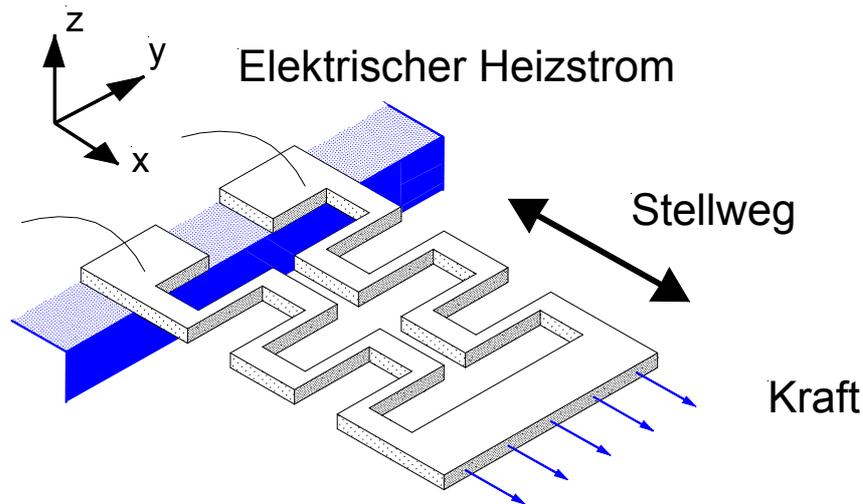


Abb. 6.1: Schematischer Aufbau und Funktion eines FGL-Antriebs für Linearbewegungen.

Zur Erzeugung einer externen Kraft am Verbindungssteg zwischen den Blattfedern ist ein Rückstellmechanismus erforderlich. In Kapitel 4.1 wurden hierzu einige Möglichkeiten vorgestellt. Nachfolgend werden zwei Arten von Rückstellelementen betrachtet:

- passive Gegenfedern
- antagonistische Rückstellelemente

Die Verwendung einer passiven Gegenfeder besitzt den Vorteil, daß diese keine elektrische Kontaktierung benötigt. Darüber hinaus sorgt die passive Gegenfeder für eine definierte Ausgangsstellung im stromlosen Zustand. Als antagonistisches Rückstellelement kommt ein zweiter FGL-Antrieb mit entgegengesetzter Antriebsrichtung infrage. Das antagonistische Rückstellprinzip besitzt den Vorteil, daß beide FGL-Antriebe aus dem gleichen Material bestehen können. Der gesamte Aktor kann in diesem Fall in einem Fertigungsschritt durch Mikrostrukturierung einer FGL-Folie hergestellt werden.

Der Aufbau der passiven Gegenfeder oder des Antagonisten kann, wie beim FGL-Antrieb, aus gefalteten Blattfedern bestehen. Insbesondere beim antagonistischen Rückstellprinzip bietet es sich an, zwei identische FGL-Antriebe miteinander zu koppeln, um gleiche Funktionseigenschaften in beide Bewegungsrichtungen zu erzielen.

Das Funktionsprinzip eines FGL-Linearaktors mit passiver Gegenfeder ist in Abb. 6.2 schematisch dargestellt. Zunächst wird der Aktor durch Anlegen einer Kraft an beiden Enden vorausgelenkt und anschließend auf einem Substrat fixiert. Im stromlosen Zustand sorgt die Gegenfeder für eine bestimmte Auslenkung des Antriebs. Durch elektrische Beheizung des Antriebs geht dieser in seine unausgelenkte Gestalt zurück und deformiert dabei die Gegenfeder. Durch Abschalten des Stroms wird der Ausgangszustand wiederhergestellt.

Während eines derartigen Aktorzyklus vollführt die Aktormitte zwischen Antrieb und Rückstellelement eine periodische Linearbewegung.

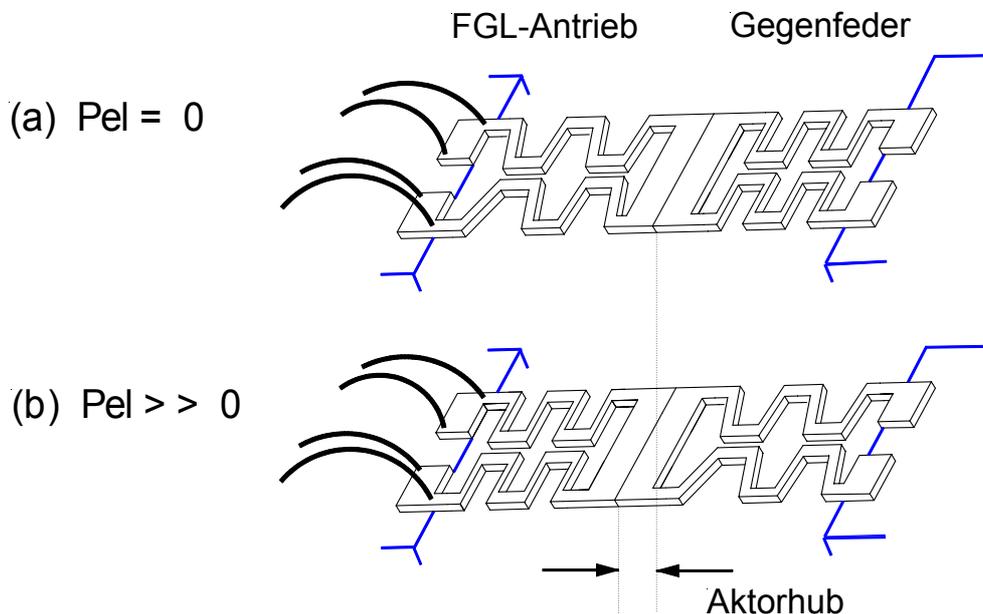


Abb. 6.2: Funktionsprinzip eines FGL-Linearaktors mit passiver Gegenfeder. Der Hub der Aktormitte ist durch Pfeile gekennzeichnet.

Wird die passive Gegenfeder durch einen zweiten FGL-Antrieb ersetzt, so wird prinzipiell das gleiche Bewegungsverhalten erzielt. Die Rückstellung wird in diesem Fall jedoch durch elektrische Beheizung des Antagonisten bewirkt.

6.1.2 Entwurf

Ausgangspunkt der hier vorgestellten Grundlagenentwicklungen sind planare FGL-Strukturen aus gefalteten Blattfedern. Aus diesen Bauteilen werden FGL-Linearaktoren entworfen, deren Einsatzpotential als kompakte Stellelemente hier von prinzipiellem Interesse ist. Die Vorgehensweise beim Design der FGL-Linearaktoren orientiert sich an den in Kapitel 4.3 diskutierten Optimierungskriterien (O1)-(O6).

Der Entwurf von FGL-Linearaktoren wird durch Verwendung monolithischer Strukturen stark vereinfacht. Für eine Grobauslegung der Federgeometrie können analytische Abschätzungen durchgeführt werden. Dabei werden folgende Annahmen gemacht:

- Die Zustände vollständiger Phasenumwandlung können mit Hilfe eines effektiven E-Moduls beschrieben werden, da in diesem Fall reproduzierbare Dehnungs- und Spannungszustände vorliegen.

- Die Dynamik des Linearantriebs wird durch die Wärmeübergangszeiten beim Heizen und Kühlen bestimmt. Daher kann das Verhalten als quasi-stationär betrachtet werden. Dabei sind Trägheitseffekte vernachlässigbar.

6.1.2.1 Mechanische Eigenschaften

Einfache Federgeometrien bestehen beispielsweise aus gefalteten Blattfedern konstanter Breite. Die Verwendung dieser Geometrie ist jedoch mit einer Reihe von Nachteilen verbunden, die bei Analyse der mechanischen Spannungsverteilung unter externer Last offensichtlich werden. Abb. 6.3 zeigt einen typischen Verlauf der von Mises - Spannung in einer Blattfeder konstanter Breite, der durch FEM-Simulation bestimmt wurde. In diesem Fall treten maximale Spannungsintensitäten an den Seitenflächen der Federn in der Nähe der Federaufhängung auf. Aufgrund der lokalen Spannungsüberhöhung wird der Formgedächtniseffekt nur in einem kleinen Volumen des Antriebs genutzt, so daß eine relativ niedrige Arbeitsdichte resultiert. Darüber hinaus sind Bereiche mit Spannungsüberhöhung sehr empfindlich bezüglich Überlastung und Ermüdung.

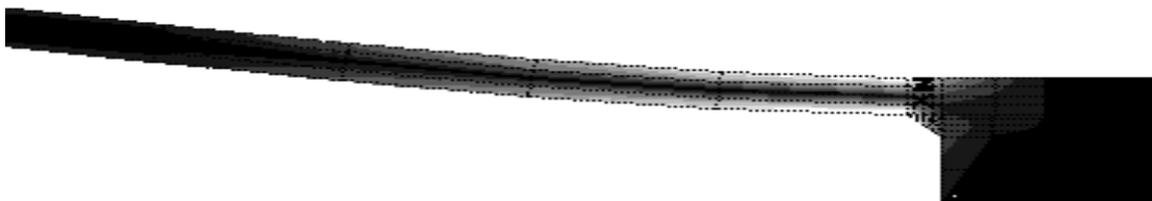


Abb. 6.3: FEM-Simulation des von Mises - Spannungsprofils an der Oberfläche einer Blattfeder konstanter Breite im Bereich der Federaufhängung. Spannungsfreie Regionen sind schwarz, Regionen maximaler Spannung sind weiß gekennzeichnet [180].

Um die mechanischen Optimierungskriterien (O1)-(O3) zu erfüllen, wird die laterale Breite der Blattfedern mit Hilfe eines modifizierten CAO-Verfahrens optimiert. Abb. 6.4(a) zeigt ein Modell des Lastfalls in einer Blattfeder. Ausgehend von der mechanischen Spannungsverteilung in Abb. 6.4(b) wird eine definierte Geometrieänderung von Schwellschichten an der Seitenfläche der Blattfedern berechnet. Diese Geometrieänderung wird in Abb. 6.4(c) durch Vektoren dargestellt.

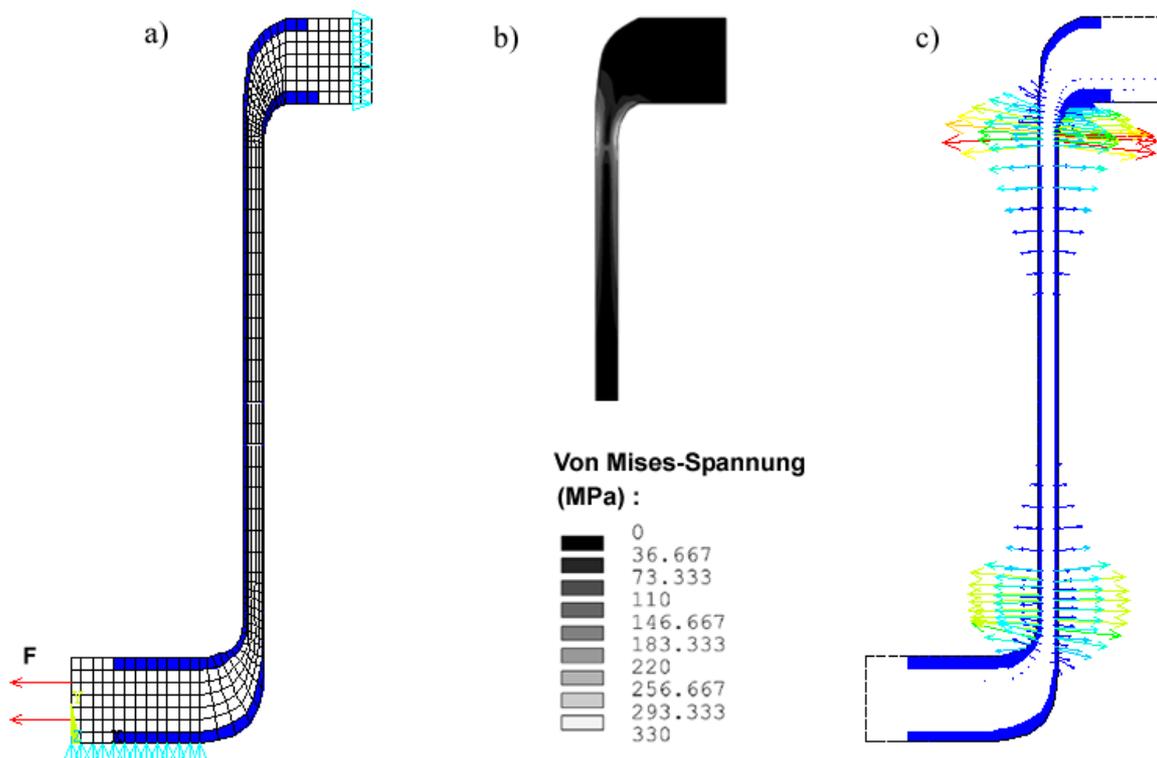


Abb. 6.4: (a) Zweidimensionales FEM-Modell zur Optimierung der lateralen Geometrie einer Blattfeder, (b) simuliertes von Mises - Spannungsprofil, (c) Geometrieänderung, dargestellt durch Vektoren entlang der Seitenfläche der Blattfeder. Die Schwellschichten sind in (a) und (c) dunkel markiert [275].

In Abb. 6.5 ist ein typischer Simulationsverlauf in verschiedenen Optimierungsstadien dargestellt. Man erkennt die verstärkte Zunahme der Federbreite in Bereichen erhöhter mechanischer Spannung. Mit zunehmender Breite wird die Spannung abgebaut. Gleichzeitig stellt sich ein homogener Spannungsverlauf entlang der Seitenflächen ein. Nach Unterschreiten einer vorgegebenen mechanischen Spannungsgrenze σ_{limit} wird die Optimierung abgebrochen. Bei dem in Abb. 6.5 gezeigten Beispiel wurde von einer Spannungsgrenze von 60 MPa ausgegangen.

6.1.2.2 Thermische Eigenschaften

Die FGL-Linearaktoren werden elektrisch durch direkte Strombeheizung betrieben. Die dadurch hervorgerufenen thermischen Eigenschaften werden mit Hilfe gekoppelter FEM-Simulationen charakterisiert. In diesem Fall wird die konvektive Kühlung, wie bei den FGL-Ventilen, durch einen effektiven Wärmeübergangskoeffizienten beschrieben. Da der betrachtete Temperaturbereich unter 200 °C liegt, wird der Einfluß der Wärmestrahlung auf das Kühlverhalten vernachlässigt.

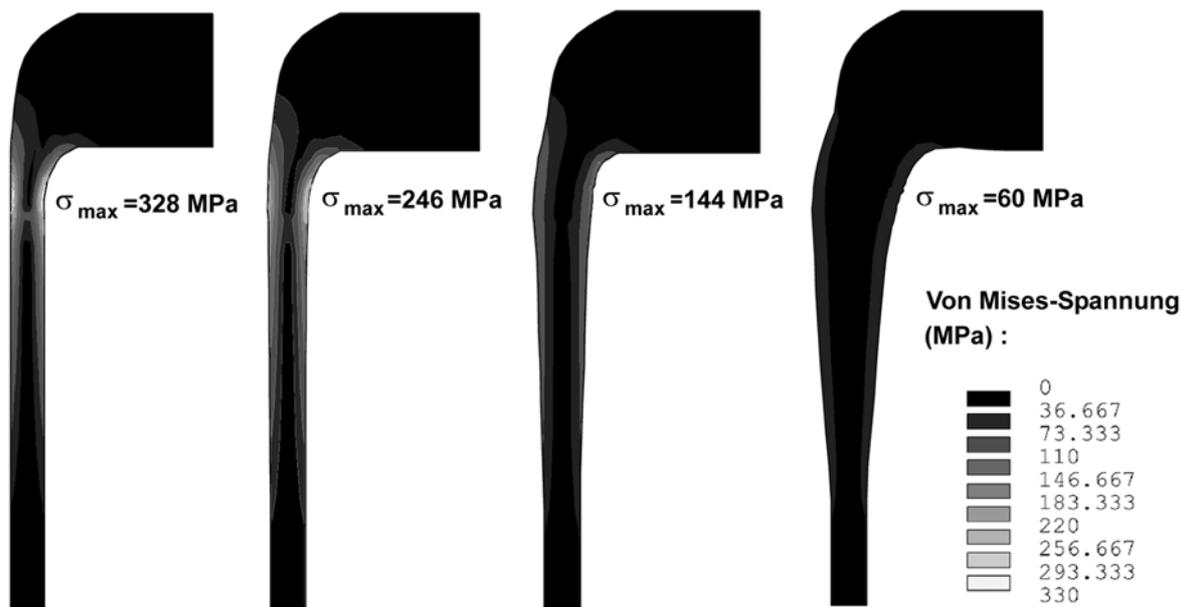


Abb. 6.5: Verlauf der Optimierung des von Mises - Spannungsprofils in einer Blattfeder konstanter Breite im Bereich der Federaufhängung. Das zugrunde liegende FEM-Modell ist in Abb. 6.4(a) dargestellt.

6.1.3 Übersicht

Tabelle 6.1 gibt eine Übersicht über die im Rahmen der Entwicklungsarbeiten untersuchten Aktorvarianten. Die Varianten unterscheiden sich hinsichtlich der Rückstellmechanismen und Baugrößen. Während bei den Varianten 1 und 2 die Rückstellung durch eine passive Gegenfeder erfolgt, werden bei den Varianten 3 und 4 Antagonisten gleicher Bauweise verwendet. Die passive Gegenfeder bei den Varianten 1 und 2 wird aus einer gewalzten Folie hergestellt, die bei Raumtemperatur ein pseudoelastisches Verhalten zeigt.

	Variante 1	Variante 2	Variante 3	Variante 4
Rückstellmechanismus	passiv	passiv	antagonistisch	antagonistisch
Material des Rückstellelements	NiTi-Folie (pseudoelast. Effekt, $d = 90 \mu\text{m}$)	NiTi-Folie (pseudoelast. Effekt, $d = 90 \mu\text{m}$)	NiTi-Folie (Einweg-Effekt, $d = 100 \mu\text{m}$)	NiTi Cu-Folie (Einweg-Effekt, $d = 100 \mu\text{m}$)
Material des FGL-Antriebs (Einweg-Effekt)	NiTi-Folie ($d = 100 \mu\text{m}$)	NiTiCu-Folie ($d = 100 \mu\text{m}$)	NiTi-Folie ($d = 100 \mu\text{m}$)	NiTiCu-Folie ($d = 100 \mu\text{m}$)

Tabelle 6.1: Varianten der FGL-Linearaktoren.

6.2 Materialeigenschaften

Zur Herstellung der Linearaktoren werden gewalzte Folien aus NiTi und NiTiCu verwendet, die in einem großen Dickenbereich hergestellt werden können. Dadurch können mikrostrukturierte Blattfedern für Stellbewegungen innerhalb der Substratebene erzeugt werden, deren Kräfte und Stellwege in einem weiten Bereich einstellbar sind. Aktive Stellelemente werden aus FGL-Folien mit Einweg-Effekt realisiert. Zur Herstellung passiver Gegenfedern werden NiTi-Folien mit pseudoelastischem Effekt verwendet. Auf die Herstellung der Folien wurde in Kapitel 4.4.3 eingegangen. Die Materialeigenschaften der NiTi-Folien sind in Kapitel 5.2 zu finden. Nachfolgend sind die wichtigsten thermischen und mechanischen Materialeigenschaften von NiTiCu-Folien zusammengestellt.

6.2.1 NiTiCu-Folien mit Einweg-Effekt

Um oberhalb Raumtemperatur eine martensitische Phasenumwandlung zu nutzen, wird bei Linearaktoren der Variante 2 eine gewalzte NiTiCu-Folie der Dicke 100 μm verwendet. Der maximale Umformgrad beim Walzen betrug bei jedem Walzschrift ca. 25 %. Die Legierungszusammensetzung wurde durch chemische Analyse ermittelt. Die Massenanteile sind im einzelnen 48,9 % Ni, 44,4 % Ti und 5,9 % Cu. Der Sauerstoffgehalt liegt bei 0,07 %.

Die NiTiCu-Folie wird zunächst von ihrer Oxidschicht befreit und nachfolgend bei 803 K für 15 Minuten in planarer Form wärmebehandelt. Die durch DSC-Analyse bestimmten Übergangstemperaturen der Phasenumwandlung sind in Tabelle 6.2 zusammengestellt. Mechanische und elektrische Kennlinien von Teststrukturen zeigen typische Hysteresebreiten von ca. 19 K.

Material	M_s (°C)	M_f (°C)	A_s (°C)	A_f (°C)
NiTiCu (Cu-Anteil 5,9 %) (Kaltverformung 25%, Wärmebehandlung 803 K für 15 min)	58	46	62	76,5

Tabelle 6.2: Übergangstemperaturen der in Aktorvariante 2 verwendeten NiTiCu-Legierung.

Durch das Kaltwalzen wird dem Material eine Vorzugsrichtung eingeprägt, die zu einer Orientierungsabhängigkeit der Umwandlungsdehnung führt. Aufgrund dieses Effekts werden unterschiedliche E-Module in Walzrichtung (rolling direction) und in dazu senkrechter Richtung (transverse direction) gemessen. Die E-Module werden durch Biegebalken-Experimente bestimmt. Die Auswertung mit Hilfe eines elastischen Biegebalken-Modells

ergibt bei $T \approx A_f$ in Walzrichtung $E_{rd}^A = 75$ GPa und senkrecht zur Walzrichtung $E_{td}^A = 65$ GPa. Bei den Antrieben tragen beide Walzrichtungen zur Verstellung bei. Daher wird bei der mechanischen Simulation von Antriebsvariante 2 von einem gemittelten E-Modul E^A von 70 GPa ausgegangen. Aufgrund des nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens können im martensitischen Zustand nur dehnungsabhängige effektive E-Module \bar{E}^M ermittelt werden. Der gemittelte E-Modul im martensitischen Zustand \bar{E}^M beträgt bei Raumtemperatur und maximaler Dehnung im Biegebalken von 1 % ca. 5 GPa.

6.3 FGL-Linearaktoren mit passiver Gegenfeder

FGL-Linearaktoren der Variante 1 und 2 bestehen aus einem FGL-Antrieb und einer Gegenfeder mit pseudoelastischem Effekt. Antrieb und passive Gegenfeder bestehen im allgemeinen aus unterschiedlichen Materialien und müssen daher durch ein geeignetes Verfahren miteinander verbunden werden. Mittlerweile sind auch Verfahren bekannt, bei denen der Formgedächtniseffekt nur in bestimmten Regionen eines FGL-Bauelements durch lokale Wärmebehandlung eingestellt wird [282-284]. In diesem Fall können die unbehandelten Regionen passive Rückstellfunktionen übernehmen.

6.3.1 Design und Herstellung

Die Antriebe der Aktorvarianten 1 und 2 werden aus zwei vierfach gefalteten Blattfedern mit spannungsoptimierter Geometrie aufgebaut. Abb. 6.6 zeigt einen Antrieb der Variante 2, der durch Laserschneiden hergestellt wurde. Die Größe des Antriebs beträgt ohne elektrische Anschlußflächen ca. $3,5 \times 2 \times 0,1$ mm³. Die Breite der Blattfedern beträgt an der schmalsten Stelle 50 µm.

(a)

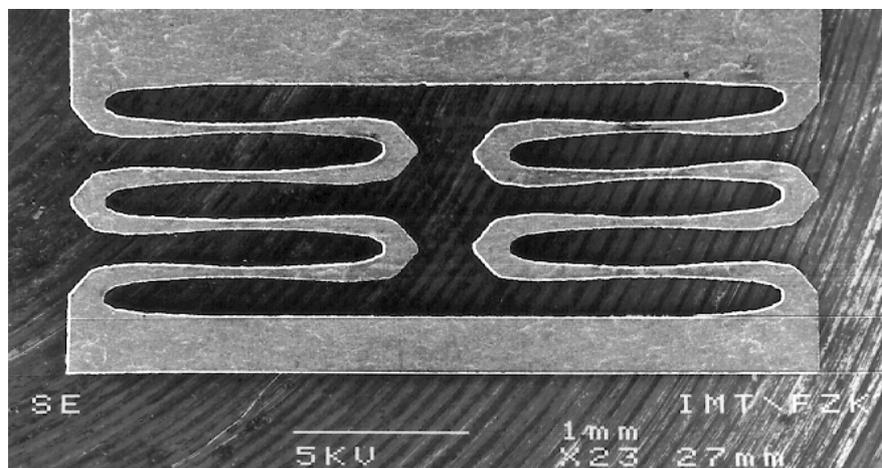


Abb. 6.6 (a): Antrieb aus NiTiCu, Gesamtansicht.

(b)

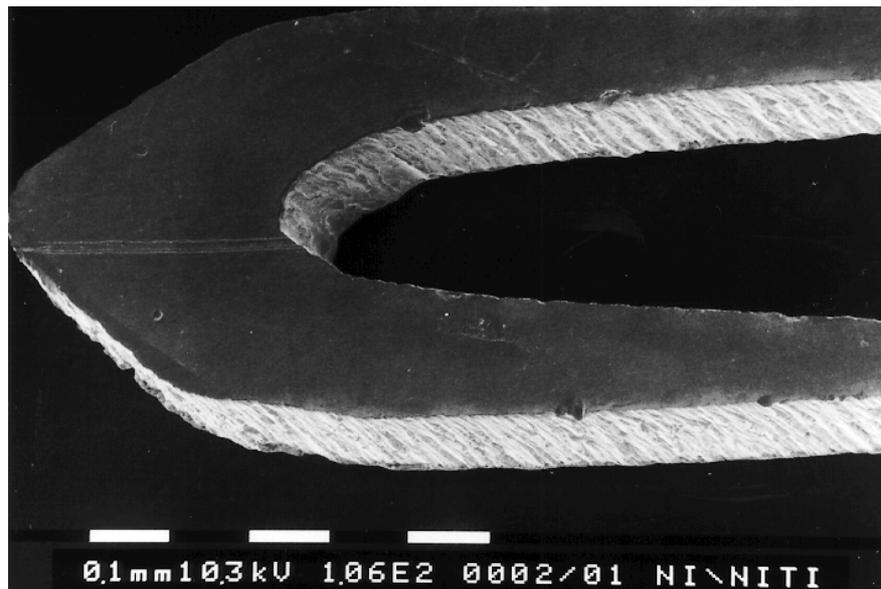


Abb. 6.6 (b): Antrieb aus NiTiCu, Detail von (a).

Die Geometrie der passiven Gegenfeder kann mit dem gleichen spannungsoptimierten Breitenprofil wie beim FGL-Antrieb entworfen werden, da sich bei Belastung in Vorzugsrichtung auch hier ein homogenes Spannungsprofil an der Seitenwänden einstellt, das unabhängig von der Lasthöhe ist. Die Federkonstante wird in diesem Fall durch die Anzahl der Faltungen eingestellt.

Die Federkonstanten des Antriebs und der Gegenfeder können aus mechanischen FEM-Simulationen der lastabhängigen Auslenkungen ermittelt werden. Um den Einfluß von Fertigungstoleranzen auszuschließen, ist es jedoch günstiger, experimentell bestimmte Kraft-Weg-Kennlinien heranzuziehen. Dazu werden die Bauteile in vertikaler Ausrichtung montiert, um lastabhängige Kennlinien mit Hilfe von Gewichten aufnehmen zu können.

Der Verlauf der Kraft-Weg-Kennlinien ist schematisch in Abb. 6.7 dargestellt. Die Anfangs- und Endposition des Linearaktors sind besonders gekennzeichnet. Im stromlosen Zustand befindet sich der Aktor in Startposition, bei maximaler Beheizung in seiner Endposition. Beide Positionen bestimmen sowohl den maximalen Hub als auch den Kraftverlauf zwischen Antrieb und Gegenfeder. Die Positionen werden durch die Vorauslenkung des Linearaktors festgelegt. Sinnvolle Vorauslenkungen ergeben sich aus den resultierenden maximalen mechanischen Spannungen und Dehnungen in Antrieb und Gegenfeder. Bei Linearaktor-Variante 1 ist die maximale Dehnung im Antrieb aufgrund der R-Phasenumwandlung auf 0,8 % begrenzt. Bei Variante 2 wird von einer Dehnungsobergrenze im martensitischen Zustand von 1,5 % ausgegangen, um Ermüdungseffekte zu vermeiden. Darüber hinaus ist die Dehnungsgrenze im austenitischen Zustand zu beachten. Aus Testmessungen an Biegebalken

geht hervor, daß im austenitischen Zustand oberhalb einer Dehnung von 0,45 % plastische Deformation auftritt.

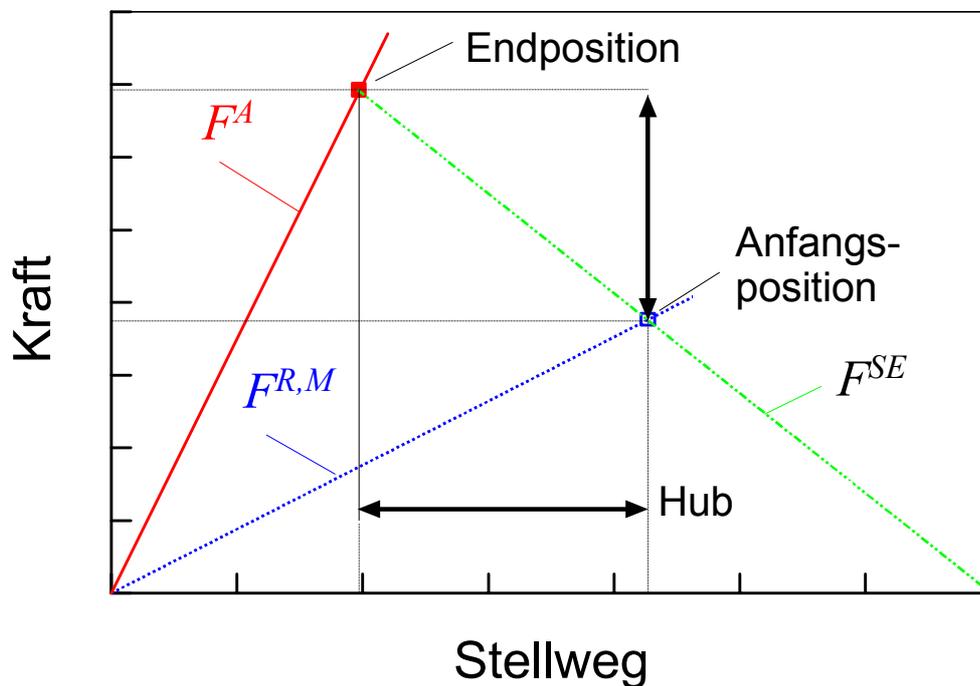


Abb. 6.7: Schematischer Verlauf der Kraft-Weg-Kennlinien des Antriebs und der Gegenfeder. Mit F^A , F^M und F^R werden die Kräfte des Antriebs im austenitischen, martensitischen und R-Phasen-Zustand bezeichnet. F^{SE} steht für die Kraft der Gegenfeder.

Neben den Belastungsgrenzen des Antriebs ist bei den Aktorvarianten 1 und 2 zusätzlich die Belastungsgrenze der Gegenfeder zu berücksichtigen. Herkömmliche metallische Legierungen besitzen eine relativ niedrige plastische Dehnungsgrenze. Bei vergleichbarer Baugröße sind Gegenfedern aus diesen Materialien daher ungeeignet, große Auslenkungen und Kräfte zu erzielen. Aus diesem Grund wird eine Gegenfeder verwendet, die bei Raumtemperatur einen pseudoelastischen Effekt zeigt. In diesem Fall sind maximale Dehnungen bis 1,5 % unbedenklich.

Im Rahmen einer linearen Beschreibung können einfache Bestimmungsgleichungen zur analytischen Abschätzung der Vorauslenkung der Linearaktoren s_{tot} und der Kräfte und Stellwege von Antrieb und Gegenfeder aufgestellt werden. Dabei kann sich der Antrieb entweder im austenitischen oder im R-Phasenzustand (Variante 1) bzw. martensitischen Zustand (Variante 2) befinden. Die Stellwege werden entsprechend mit s^A , s^R bzw. mit s^M bezeichnet. Die Vorauslenkung der Linearaktoren bestimmt die Stellwege des Antriebs und der Gegenfeder s^{SE} :

$$s_{tot} = s^A + s^{SE} \quad (\text{austenitischer Zustand}) \quad (6.1)$$

$$s_{tot} = s^{R,M} + s^{SE} \quad (\text{R-Phasen- bzw. martensitischer Zustand}) \quad (6.2)$$

Da zwischen Antrieb und Gegenfeder Kräftegleichgewicht herrscht, teilen sich die Stellwege s^i im Verhältnis der entsprechenden Federkonstanten FK^i auf:

$$s^A FK^A = s^{SE} FK^{SE} \quad (\text{austenitischer Zustand}) \quad (6.3)$$

$$s^{R,M} FK^{R,M} = s^{SE} FK^{SE} \quad (\text{R-Phasen- bzw. martensitischer Zustand}) \quad (6.4)$$

Die Verbindungsstege von Antrieb und passiver Gegenfeder werden entweder durch Laserschweißen oder durch ein Klebverfahren miteinander verbunden. Im Fall des Laserschweißens ist es günstiger, den Schweißprozeß vor der Mikrostrukturierung durchzuführen. Abb. 6.8 zeigt beispielsweise einen Linearaktor der Variante 1, bei dem die Verbindung durch Laserschweißen realisiert wurde. Im Übergangsbereich zwischen Antrieb und Gegenfeder sind Schlitzte vorgesehen, um die Bauteile thermisch zu entkoppeln. Beim Klebverfahren werden beide Bauteile über eine Polyimidfolie klebend miteinander verbunden, wobei die Polyimidfolie für eine thermische Entkopplung sorgt.

Die Vorauslenkung erfolgt mit Hilfe eines Mikrometertisches. Anschließend werden die Anschlußflächen der Bauteile klebend mit einem Keramiksubstrat verbunden. Die elektrische Kontaktierung des Antriebs erfolgt durch Wedge-Wedge-Bonden.

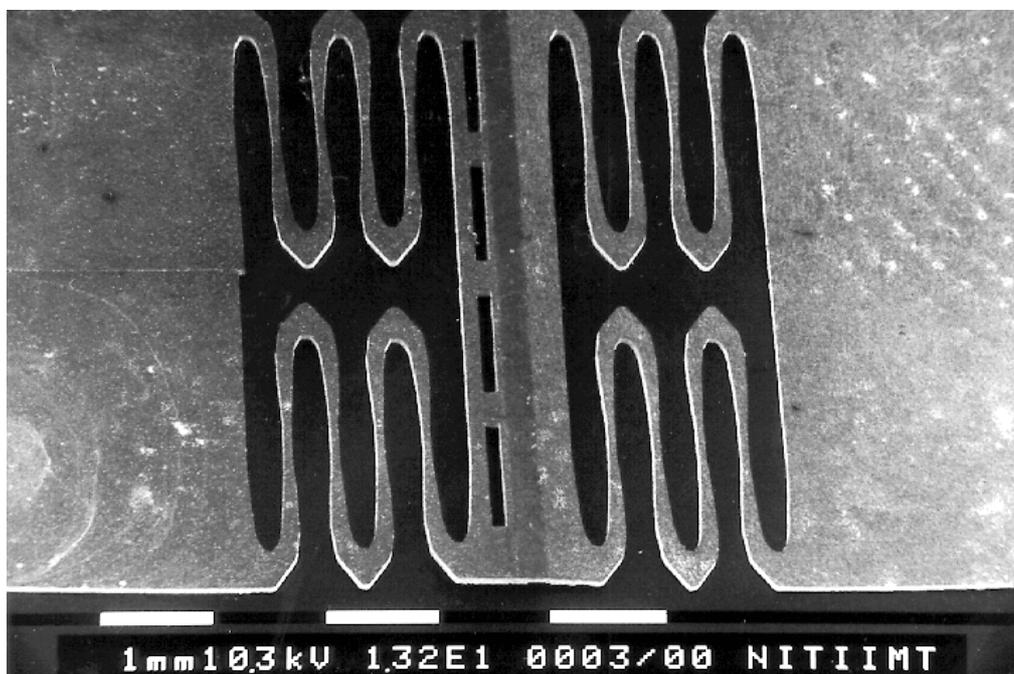


Abb. 6.8: FGL-Linearaktor der Variante 1, bei dem Antrieb und passive Gegenfeder durch Laserschweißen miteinander verbunden wurden.

Die wichtigsten Designparameter der Varianten 1 und 2 sind in Tabelle 6.3 zusammengestellt.

	Variante 1	Variante 2
Laterale Baugröße (ohne Anschlußflächen)	5,5 x 5,5 mm ²	3,5 x 4,8 mm ²
Material des Antriebs	NiTi	NiTiCu
Höhe des Antriebs	100 µm	100 µm
Höhe der Gegenfeder	90 µm	90 µm
Blattfederlänge	2,5 mm	1,5 mm
Minimale Blattfederbreite	80 µm	50 µm
Anzahl der Faltungen im Antrieb	4	4
Anzahl der Faltungen in der Gegenfeder	4	8
Federkonstante des Antriebs (Austenit)	470 N/m	620 N/m
Federkonstante des Antriebs (Raumtemperatur)	80 N/m*	60 N/m**
Federkonstante der Gegenfeder	400 N/m	200 N/m

Tabelle 6.3: Designparameter von FGL-Linearaktoren der Varianten 1 und 2.

* Effektive Federkonstante im R-Phasenzustand entsprechend einem effektiven E-Modul von 12 GPa.

** Effektive Federkonstante im martensitischen Zustand entsprechend einem effektiven E-Modul von 5 GPa.

6.3.2 Eigenschaften der Linearaktoren

Um die Vorauslenkung variabel einstellen zu können, werden die Linearaktoren mit ihren Anschlußflächen jeweils auf zwei Mikrometertischen montiert, die relativ zueinander verstellbar sind. Das Verhalten der Linearaktoren wird sowohl im stationären Zustand als auch zeitaufgelöst, bei Ansteuerung mit elektrischen Leistungspulsen, untersucht. Vollständige Aktorzyklen werden durch periodisches Heizen und Kühlen des Antriebs im Temperaturbereich der Phasenumwandlung durchgeführt. Stationäre Gleichgewichtsbedingungen werden dabei durch schrittweise Veränderung der elektrischen Heizleistung mit hinreichend großer Wartezeit zwischen den Schritten eingestellt. Die Wartezeit wird aus der zeitlichen Widerstandsänderung bestimmt. Stellwege in der Aktormitte werden optisch mit einem Videomikroskop gemessen.

6.3.2.1 Aktorvariante 1 mit NiTi-Antrieb

Stationäres Verhalten

Abb. 6.9 zeigt typische Kennlinien des elektrischen Widerstands und des Stellwegs eines Linearaktors der Variante 1 bei drei unterschiedlichen Vorauslenkungen. Entsprechend der Vorauslenkung werden unterschiedliche maximale Stellwege gemessen. Die erforderliche Heizleistung liegt zwischen 100 und 200 mW. Die Widerstands-Kennlinien zeigen unabhängig von der Vorauslenkung eine steile Abnahme mit zunehmender Leistung und eine schmale Hysterese. Diese Eigenschaften spiegeln das Verhalten einer R-Phasenumwandlung wider.

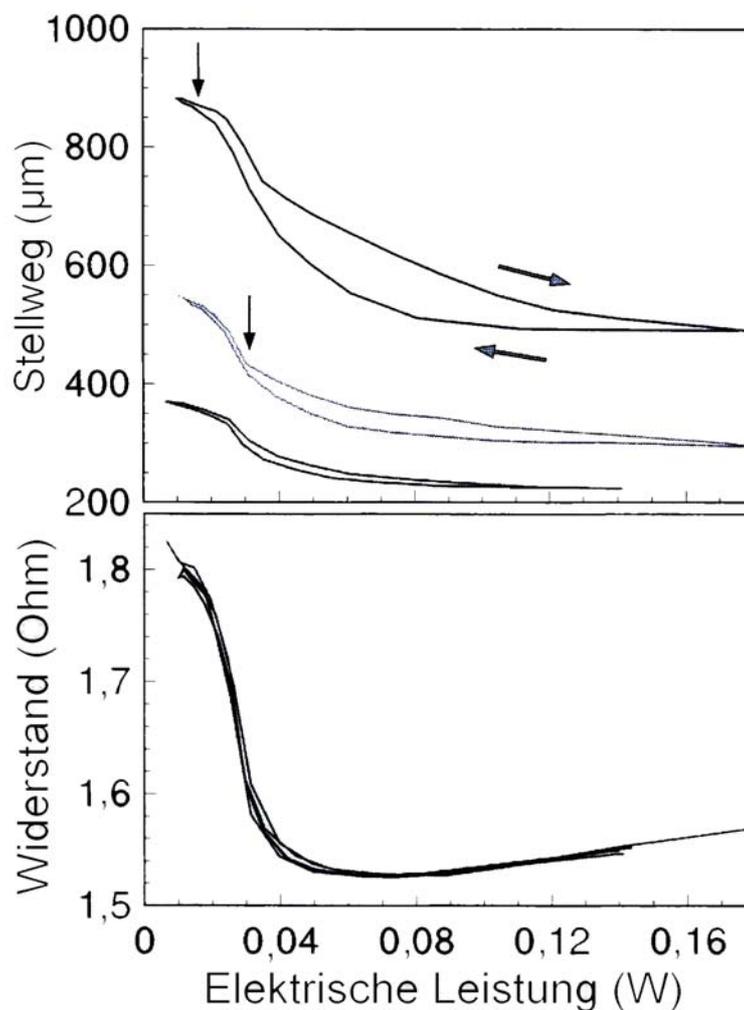


Abb. 6.9: Stellweg und elektrischer Widerstand des Antriebs in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem FGL-Linearaktor der Variante 1. Die senkrechten Pfeile markieren Übergänge von kleiner zu großer Hysteresebreite [180].

Die Hysteresebreite der Stellweg-Kennlinien nimmt dagegen mit zunehmender Belastung zu. Bei kleinen Leistungen wird zunächst noch eine schmale Hysteresebreite beobachtet. Oberhalb bestimmter Leistungsschwellen, die in Abb. 6.9 durch Pfeile markiert sind, setzt eine starke Verbreiterung der Hysterese ein. Das Schwellenverhalten wird oberhalb einer bestimmten Vorauslenkung von ca. 470 μm beobachtet, die einem maximalen Stellweg des Linearaktors von 380 μm entspricht. Mit weiter zunehmender Vorauslenkung verschiebt sich die Leistungsschwelle von anfänglich großen zu kleinen Werten.

Das Schwellenverhalten wird durch SIM-Bildung hervorgerufen. Bei maximalen Stellwegen oberhalb ca. 600 μm wird die Hysterese zusätzlich durch plastische Deformation in den Bereichen maximaler mechanischer Spannung beeinflusst. Da sich die M_s -Temperatur mit zunehmender mechanischer Spannung zu höheren Temperaturwerten verschiebt, ergibt sich eine Abnahme der Leistungsschwelle, oberhalb der die martensitische Phasenumwandlung einsetzt. Eine reine R-Phasenumwandlung kann daher nur bei hinreichend kleinen mechanischen Spannungen und Dehnungen auftreten. FEM-Simulationen bei 470 μm Vorauslenkung zeigen, daß die mechanische Spannungsgrenze für SIM-Bildung bei ca. 120 MPa liegt. Im R-Phasenzustand tritt in diesem Fall eine maximale Dehnung von ca. 0,6 % auf.

Eine Heizleistung von 70 mW genügt, um ca. 95 % des gesamten Stellwegs zurückzulegen. Der restliche Stellweg erfordert jedoch beträchtlich höhere Heizleistungen von 140-160 mW. Dies liegt an einer inhomogenen Temperaturverteilung im Antrieb in der Nähe der Anschlußflächen. Wie thermische Untersuchungen mit Infrarot-Aufnahmen bestätigen, werden Bereiche in der Nähe der Anschlußflächen durch Wärmeleitung wesentlich stärker gekühlt als entferntere Bereiche. Eine vollständige Phasenumwandlung aller Bereiche ist daher mit einem erhöhten Leistungsbedarf verbunden.

Läßt man SIM-Bildung zu, so wird die maximal mögliche Vorauslenkung bei Aktorvariante 1 durch die plastische Dehnungsgrenze im austenitischen Zustand von ca. 0,45 % bestimmt. Bei 470 μm Vorauslenkung liegt die maximale Dehnung im austenitischen Zustand bereits bei 0,34 %. Die plastische Dehnungsgrenze wird bei ca. 620 μm Vorauslenkung erreicht.

Da die Widerstands-Kennlinien im Gegensatz zu den Stellweg-Kennlinien nicht das Verhalten der Bereiche maximaler mechanischer Spannung, sondern das gemittelte Verhalten im gesamten Bauteil widerspiegeln, sind lokale spannungsinduzierte Widerstandsänderungen kaum beobachtbar. Daher tritt in den Widerstands-Kennlinien in allen Fällen eine schmale Hysterese auf.

Die mechanischen Eigenschaften der Linearaktoren werden durch die mechanischen Spannungen und Dehnungen in Start- und Endposition charakterisiert. Die wichtigsten mechanischen Kenngrößen sind in Tabelle 6.4 für den Spannungs- und Dehnungsbereich einer reinen R-Phasenumwandlung zusammengestellt. Die maximalen von Mises-Spannungen $\bar{\sigma}$ und effektiven Dehnungen $\bar{\epsilon}$ wurden durch FEM-Simulation bestimmt. Bei

einer Vorauslenkung von 470 μm beträgt der Stellweg des Antriebs im R-Phasenzustand 380 μm . In diesem Fall liegt zwischen Antrieb und Gegenfeder eine Kraft von 30 mN an. Im austenitischen Zustand nimmt der Stellweg auf 220 μm ab. Dabei wird die Gegenfeder entsprechend ausgelenkt. Dies führt zu einem Anstieg der Kraft auf ihren maximalen Wert F_{max} von 105 mN. Aus der Differenz der Stellwege in beiden Zuständen ergibt sich ein Aktorhub von 160 μm . Aufgrund der optimierten lateralen Geometrie von Variante 1 wird im Vergleich zu Linearaktoren mit Blattfedern konstanter Breite bei gleicher Materialbelastung eine Verbesserung der Arbeitsdichte um über einen Faktor 6 erzielt [180].

$\bar{\sigma}^A$	120 MPa
$\bar{\varepsilon}^A$	0,34 %
$\bar{\sigma}^R$	30 MPa
$\bar{\varepsilon}^R$	0,6 %
F_{max}	105 mN
F_{min}	30 mN
Aktorhub	160 μm

Tabelle 6.4: Mechanische Kenngrößen eines Linearaktors der Variante 1 bei einer Vorauslenkung von 470 μm . Die Bezeichnungen $\bar{\sigma}$ und $\bar{\varepsilon}$ stehen jeweils für die maximale von Mises - Spannung und effektive Dehnung im Antrieb.

Dynamisches Verhalten

Bei Ansteuerung der Antriebe mit rechteckigen Heizpulsen ergeben sich, aufgrund der relativ großen Abmessungen, Kühlzeiten von mehreren Sekunden. Typische Zykluszeiten liegen bei dieser Aktorvariante bei ca. 5 s. Um kürzere Zeitkonstanten zu erreichen, wird bei der Weiterentwicklung der Linearaktoren eine stärkere Miniaturisierung angestrebt.

6.3.2.2 Aktorvariante 2 mit NiTiCu-Antrieb

Die weitere Miniaturisierung der Linearaktoren führt bei Nutzung einer R-Phasenumwandlung zu relativ kleinen Stellwegen und Kräften. Zur Erschließung eines größeren Dehnungsbereichs wird daher eine NiTiCu-Folie als Ausgangsmaterial zur Herstellung der Antriebe verwendet, die eine martensitische Umwandlung zeigt.

Stationäres Verhalten

In Abb. 6.10 sind typische Kennlinien des elektrischen Widerstands und des Stellwegs eines Linearaktors der Variante 2 für zwei unterschiedliche Vorauslenkungen dargestellt. Die maximalen Stellwege liegen bei 310 und 610 μm .

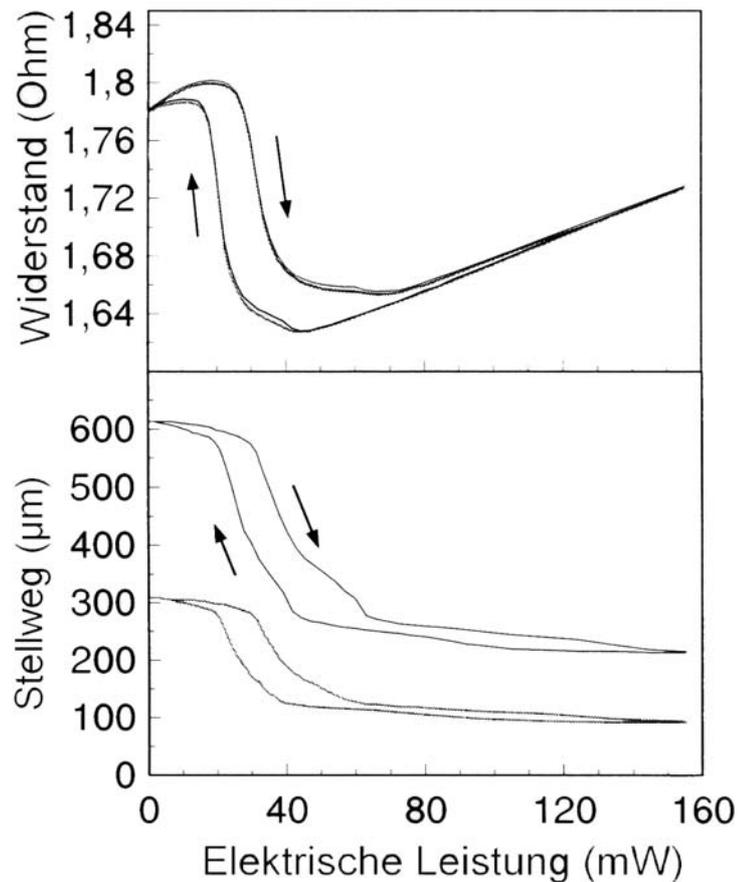


Abb. 6.10: Stellweg und elektrischer Widerstand des Antriebs in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem FGL-Linearaktor der Variante 2 [191].

Insbesondere die Stellweg-Kennlinien zeigen eine zu hohen Leistungswerten gedehnte Kontour, die in entsprechenden Kennlinien bei konstanter Belastung nicht auftritt. Dieser Effekt ist auf die Zunahme der mechanischen Spannung im Antrieb zurückzuführen, die durch Auslenkung der Gegenfeder und die damit verbundene Kraftzunahme zustande kommt. Wie FEM-Simulationen zeigen, steigt die maximale von Mises - Spannung bei Abnahme des Stellwegs von 610 auf 220 μm auf ca. 230 MPa. Diese Spannung führt bei einer Spannungsrate von ca. 5 MPa/K zu einer Erhöhung der Umwandlungstemperaturen um ca. 50 K. Folglich steigt während der Stellbewegung der Leistungsbedarf, um eine vollständige Phasenumwandlung zu erzielen.

Auch bei Variante 2 genügt eine Heizleistung von 60-70 mW, um ca. 95 % des gesamten Stellwegs zurückzulegen. Der restliche Stellweg erfordert jedoch Heizleistungen bis 160 mW, da aufgrund einer inhomogenen Temperaturverteilung in der Nähe der elektrischen Anschlußflächen ein erhöhter Leistungsbedarf zur vollständigen Phasenumwandlung erforderlich ist.

In den Widerstands-Kennlinien sind diese Effekte weniger stark ausgeprägt, da die Widerstands-Kennlinien das gemittelte Verhalten im gesamten Bauteil widerspiegeln.

Die wichtigsten mechanischen Kenngrößen in Start- und Endposition sind in Tabelle 6.5 zusammengestellt. In Startposition befindet sich der Antrieb im martensitischen Zustand. In diesem Fall wird der maximale Stellweg von 610 μm erreicht. Die Kraft zwischen Antrieb und Gegenfeder beträgt 33 mN. FEM-Simulationen ergeben eine maximale Dehnung von 1,2 %. Im austenitischen Zustand wird die Endposition, bei einem minimalen Stellweg von ca. 220 μm , erreicht. Bei Durchlaufen eines Aktorzyklus ergibt sich dadurch ein Aktorhub von 390 μm .

Durch die Auslenkung der Gegenfeder steigt die Kraft im austenitischen Zustand auf 116 mN. Die entsprechende maximale von Mises - Spannung im Antrieb beträgt 230 MPa. Die maximale Dehnung im Antrieb liegt in diesem Fall in der Nähe der Belastungsgrenze von 0,45 %. Der maximal mögliche Aktorhub wird daher bei Variante 2 durch die mechanische Belastungsgrenze im austenitischen Zustand bestimmt.

Aus dem Kraft-Weg-Verhalten folgt eine maximale Arbeitsdichte von 17 mJ/g.

Trotz Miniaturisierung der lateralen Baugröße um einen Faktor 0,625 werden bei Aktorvariante 2 vergleichbare Kräfte und Stellwege zu Aktorvariante 1 erzielt. Dies wird durch Nutzung einer martensitischen Phasenumwandlung ermöglicht. Die Zunahme der Arbeitsdichte ist jedoch mit einer erhöhten Bauteilebelastung verbunden.

$\bar{\sigma}^A$	230 MPa
$\bar{\varepsilon}^A$	0,4 %
$\bar{\sigma}^M$	55 MPa
$\bar{\varepsilon}^M$	1,2 %
F_{\max}	116 mN
F_{\min}	33 mN
Aktorhub	390 μm

Tabelle 6.5: Mechanische Kenngrößen eines Linearaktors der Variante 2 bei einer Vorauslenkung von 770 μm . Mit $\bar{\sigma}$ und $\bar{\varepsilon}$ werden jeweils die maximale von Mises - Spannung und effektive Dehnung im Antrieb bezeichnet.

Dynamisches Verhalten

Die Heizzeiten, die zur Phasenumwandlung im Antrieb erforderlich sind, können anhand zeitaufgelöster elektrischer Widerstands-Kennlinien bestimmt werden. Die Vorgehensweise ist in Abb. 6.11 erläutert.

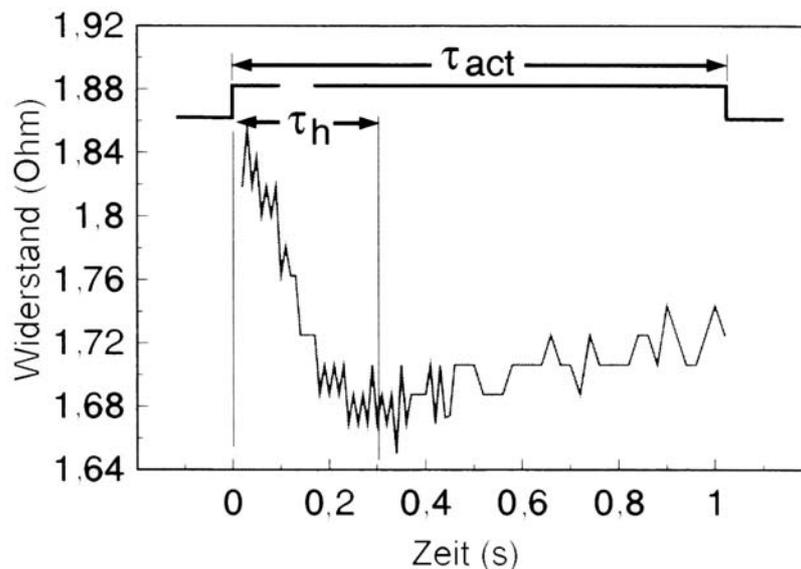


Abb. 6.11: Elektrische Widerstands-Kennlinie in Abhängigkeit der Zeit bei einem FGL-Linearaktor der Variante 2. τ_{act} bezeichnet die Dauer des Heizpulses, τ_h die Heizzeit, die zur Phasenumwandlung im Antrieb erforderlich ist [280].

Die Heizzeit τ_h folgt aus dem Zeitintervall zwischen dem Beginn des Heizsignals und dem Widerstandsminimum. Wie aus der stationären Widerstands-Kennlinie in Abb. 6.10 hervorgeht, wird beim Heizvorgang das Widerstandsminimum erreicht, wenn der Linearaktor ca. 95 % seines gesamten Stellweges erreicht hat.

Wie in Abb. 6.12 dargestellt, sinkt die Heizzeit τ_h indirekt proportional zur Heizleistung. Die durchgezogene Linie ist eine Fitkurve der Form $Const \cdot P_{el}^{-1}$. Dieser Verlauf ist charakteristisch für adiabatische Heizvorgänge. Die maximale Heizleistung wird in dieser Meßreihe auf 200 mW begrenzt, um eine lokale Überhitzung im Antrieb über 200 °C zu vermeiden. Bei 190 mW sinkt τ_h auf ca. 250 ms. Aus der maximalen Arbeitsdichte von 17 mJ/g und der minimalen Heizzeit folgt eine maximale Leistungsdichte von 70 mW/g.

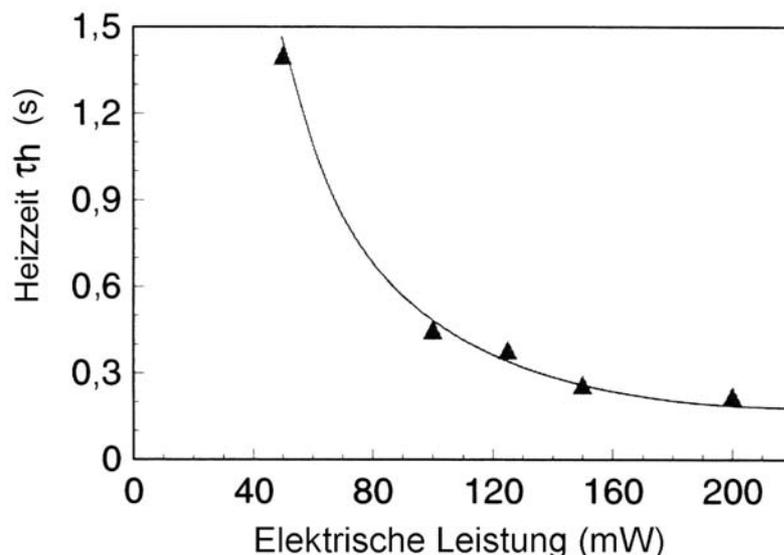


Abb. 6.12: Heizzeiten τ_h , die anhand von elektrischen Widerstands-Kennlinien eines FGL-Linearaktors der Variante 2 bestimmt wurden [280].

Die Abkühlzeit τ_c , die der Antrieb zum Erreichen der Ausgangstemperatur benötigt, kann nur sehr ungenau durch zeitaufgelöste Widerstands-Kennlinien bestimmt werden, da die Meßgenauigkeit bei kleinen Heizleistungen sehr gering ist. Daher wurde ein alternatives Meßverfahren entwickelt, bei dem die Bewegung des Linearaktors mit Hilfe einer Lichtschranke gemessen wird. Die Lichtschranke wird durch zwei Glasfasern realisiert, die eine optische Transmissionsstrecke mit dem Linearaktor in der Mitte bilden.

Abb. 6.13 zeigt ein typisches Lichtschrankensignal. Da die Glasfasern einen Kerndurchmesser von 50 μm besitzen, kann nur ein Teil des Stellwegs vermessen werden. Dies stellt jedoch kein Problem dar, da zur Messung der Rückstellbewegung beim Abkühlen nur der Stellweg-Bereich in der Nähe der Ausgangsstellung erfaßt werden muß. Durch Justieren des Linearaktors relativ zur Transmissionsstrecke kann die maximale Empfindlichkeit auf diesen Stellweg-Bereich eingestellt werden. Das Lichtschrankensignal zeigt im übrigen Bereich ein Plateau.

Die Abkühlzeit τ_c kann nun aus dem Zeitintervall zwischen dem Ende des Heizsignals und dem Zeitpunkt, bei dem der Linearaktor in seine Ausgangsstellung zurückgekehrt ist, bestimmt werden. Bei einer Heizleistung von 190 mW und einem Heizsignal der Dauer τ_{act} von 300 ms beträgt τ_c ca. 1,5 s. Gegenüber Aktorvariante 1 wird damit eine deutliche Verbesserung der Dynamik um ca. einen Faktor 3 erzielt. Die verbesserte Kühlzeit ist sowohl auf die reduzierten Abmessungen des Antriebs, als auch auf die etwas höheren Umwandlungstemperaturen zurückzuführen.

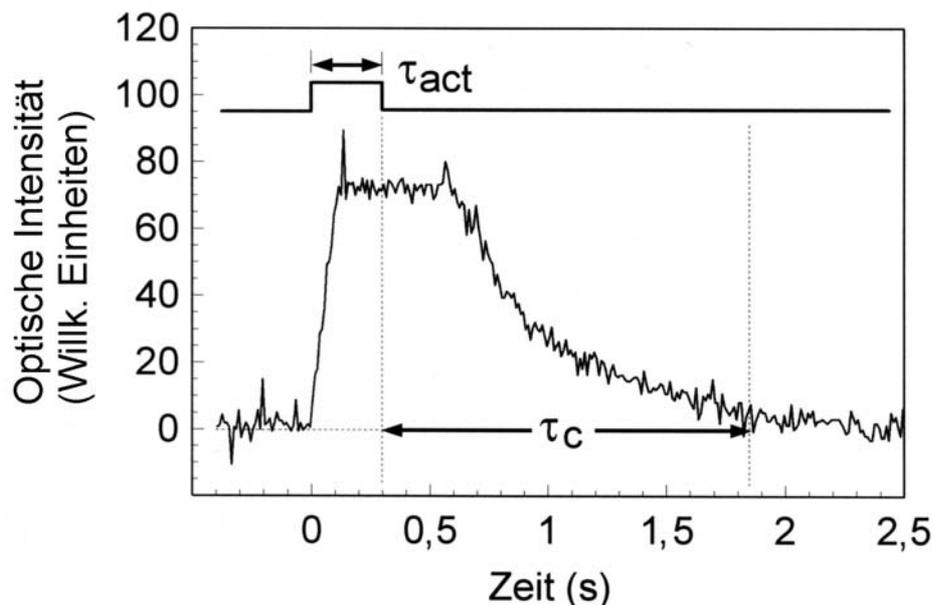


Abb. 6.13: Zeitaufgelöstes Lichtschrankensignal zur Messung der Rückstellbewegung eines FGL-Linearaktors der Variante 2. τ_c bezeichnet die Abkühlzeit des Antriebs [280].

Während der Abkühlzeit τ_c findet eine vollständige Rückumwandlung in die Martensitphase statt. Prinzipiell können jedoch auch partielle Phasenumwandlungen durchlaufen werden, die nur einen Bruchteil der Abkühlzeit benötigen. Dabei wird jedoch auch nur ein Bruchteil des gesamten Stellwegs ausgenutzt. Abb. 6.14 zeigt beispielsweise periodische Schaltbewegungen eines Linearaktors der Variante 2 für ein Heizsignal der Dauer von 75 ms. In dieser Zeit findet nur eine partielle Phasenumwandlung statt. Die Dauer des Heizpulses τ_{act} entspricht in diesem Fall der Schaltzeit in Antriebsrichtung τ_{sw1} . Innerhalb der Schaltzeit τ_{sw1} legt der Linearaktor einen Stellweg von ca. 50 μm zurück. Die Dynamik der Rückstellbewegung wird durch das Abkühlverhalten des Antriebs bestimmt. Die Ausgangsstellung wird daher erst nach einer Schaltzeit τ_{sw2} von ca. 300 ms erreicht.

6.3.3 Zusammenfassende Bewertung

Linearaktoren der Varianten 1 und 2 bestehen aus einem spannungsoptimierten Antrieb, in dem der Einweg-Effekt genutzt wird, und einer spannungsoptimierten passiven Gegenfeder mit pseudoelastischem Kraft-Weg-Verhalten. Bei Aktorvariante 2 handelt es sich um eine mit dem Faktor 0,625 miniaturisierte Version der Variante 1. Die Miniaturisierung hat eine Verbesserung des dynamischen Verhaltens zum Ziel. Ein weiterer Unterschied besteht im Antriebsmaterial. Bei Variante 2 handelt es sich um eine NiTiCu-Legierung, anstelle einer binären NiTi-Legierung.

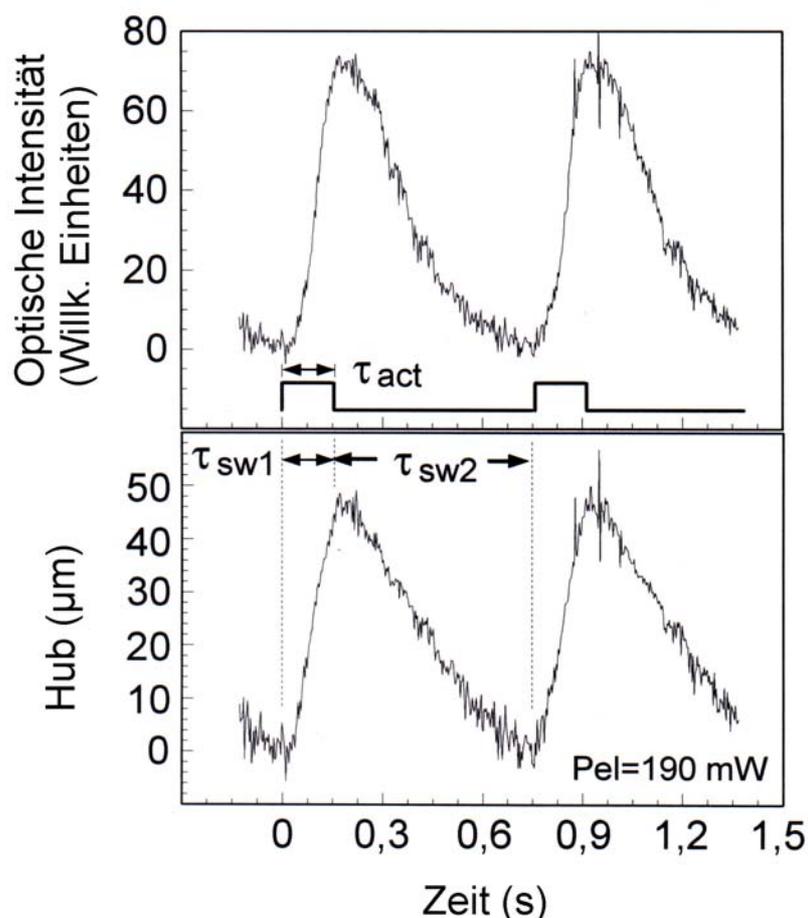


Abb. 6.14: Periodisches Schaltverhalten eines FGL-Linearaktors der Variante 2 bei Ansteuerung mit einem rechteckigen Heizsignal der Leistung 190 mW und Dauer 75 ms. τ_{sw1} bezeichnet die Schaltzeit des Aktors in Antriebsrichtung und τ_{sw2} die Schaltzeit in Rückstellrichtung.

Durch die Spannungsoptimierung wird eine homogene Verteilung der mechanischen Randspannung entlang der Blattfedern erzielt. Die Spannungswerte in Antrieb und Gegenfeder werden so eingestellt, daß eine möglichst hohe Arbeitsdichte erzeugt wird, ohne Grenzwerte zu überschreiten. Dadurch kann der Formgedächtniseffekt optimal genutzt werden. Im Vergleich zu Linearaktoren mit Blattfedern konstanter Breite wird bei gleicher Materialbelastung eine Verbesserung der Arbeitsdichte um über einen Faktor 6 erzielt.

Beim Übergang auf NiTiCu wird der Vorteil einer schmalen Hysterese in den Material-Kennlinien zugunsten eines größeren mechanischen Spannungs- und Dehnungsbereichs aufgegeben. Dadurch gelingt es, trotz Miniaturisierung, vergleichbare Kräfte und Stellwege zu erzielen. Die maximale Arbeitsdichte erreicht in diesem Fall 70 mW/g.

Die Herstellung der Linearaktoren ist auf nur drei Schritte begrenzt: Stirnseitige Verbindung zweier FGL-Folien, Mikrostrukturierung und Hybridintegration. Zur stirnseitigen Verbindung

von Antrieb und Gegenfeder werden zwei technologische Ansätze verfolgt. Ein Ansatz ist das Laserschweißen. In diesem Fall wird ein geeignetes Design der Verbindungsstelle entwickelt, um die Verbindungspartner thermisch hinreichend zu entkoppeln. Darüber hinaus muß die thermische Belastung der Verbindungspartner beim Schweißen gering gehalten werden. Diese Anforderungen sind mit zunehmender Miniaturisierung immer schwieriger zu erfüllen. Der zweite Ansatz erfolgt über ein Klebeverfahren mit einer Polyimidfolie als Verbindungselement. In diesem Fall wird eine sehr gute thermische Entkopplung erzielt. Die Miniaturisierung wird hier durch Anforderungen an die Mindestabmessung der Klebeflächen begrenzt. Zur Mikrostrukturierung wird das Laserschneiden eingesetzt, das bei FGL-Folien im Dickenbereich von 100 µm, aufgrund des besseren Aspektverhältnisses, gegenüber Ätzverfahren vorgezogen wird. Die Hybridintegration erfolgt, wie bei den FGL-Ventilen, durch ein Klebeverfahren. Davor muß der Linearaktor zunächst vorausgelenkt werden.

Die wichtigsten Spezifikationen von Linearaktoren der Variante 2 sind in Tabelle 6.6 zusammengestellt.

Rückstellmechanismus	Passiv
Material des Antriebs	NiTiCu
Baugröße (ohne Anschlußflächen)	3,5 x 4,8 x 0,1 mm ³
Maximale Rückstellkraft	116 mN
Maximaler Aktorhub	390 µm
Schaltzeit (190 mW, Antriebsrichtung)	250 ms
Schaltzeit (Rückstellrichtung)	1,5 s
Leistungsbedarf	< 200 mW

Tabelle 6.6: Spezifikationen eines Linearaktors der Variante 2 bei einer maximalen Dehnung im Antrieb von 1,2 %.

Insbesondere die Linearaktoren der Variante 2 eignen sich zur Realisierung großer Kräfte über 100 mN und Aktorhübe bis 390 µm. Diese Größenordnung wird bei vergleichbarer Baugröße von keinem anderen Aktorprinzip erreicht. Aufgrund der Verwendung einer passiven Gegenfeder, hängen die Schaltzeiten von der Bewegungsrichtung ab. In Antriebsrichtung wird die Schaltzeit durch die Heizzeit bestimmt und beträgt bei einer Leistung von 190 mW ca. 250 ms. In Rückstellrichtung wird die Schaltzeit dagegen durch die Abkühlzeit bestimmt, die bei ca. 1,5 s liegt. Die Abkühlzeit bestimmt darüber hinaus die Grenzfrequenz, mit der die Linearaktoren mit maximalem Hub betrieben werden können. Eine Abnahme des Aktorhubs wird sowohl oberhalb der Grenzfrequenz, als auch bei Pulsdauern unterhalb der Heizzeit festgestellt. In diesem Fall werden nur partielle Phasenumwandlungen hervorgerufen.

Ein Vergleich der Spezifikationen in Tabelle 6.6 mit den in Tabelle 2.4 (Kapitel 2.3) zusammengestellten Spezifikationen anderer, auf alternativen Prinzipien beruhenden, Linearaktoren macht die Vorteile von FGL-Aktoren deutlich. Bei vergleichbarer Baugröße wird die mechanische Arbeit alternativer Linearaktoren um ca. zwei Größenordnungen übertroffen. Der Leistungsbedarf ist mit dem der Reluktanzaktoren vergleichbar. Dagegen sind die Schaltzeiten des FGL-Linearaktors im Vergleich relativ lang. In diesem Zusammenhang ist insbesondere die Schaltzeit in Rückstellrichtung zu nennen.

Zur Verbesserung der Schaltzeit in Rückstellrichtung bietet es sich an, anstatt der passiven Gegenfeder eine Anordnung aus zwei gegeneinander arbeitenden FGL-Antrieben zu verwenden. In diesem Fall sollte das Schaltverhalten in beide Richtungen von der leistungsabhängigen Heizzeit der Antriebe bestimmt sein. Daher zielt die weitere Entwicklung der Linearaktoren auf die Umsetzung des antagonistischen Rückstellprinzips.

6.4 FGL-Linearaktoren mit Antagonismus

Die gegeneinander arbeitenden FGL-Antriebe können aus dem gleichen Material realisiert werden. Dadurch werden vollständig monolithisch aufgebaute Strukturen ermöglicht, die in einem Fertigungsschritt herstellbar sind. Bei den Linearaktor-Varianten 3 und 4 werden insbesondere zwei identische FGL-Antriebe verwendet. Dies führt zu symmetrisch aufgebauten Aktoren, die in beide Bewegungsrichtungen die gleichen Eigenschaften zeigen.

6.4.1 Design und Herstellung

Um einen Vergleich zwischen den Aktorvarianten mit Antagonismus und mit passiver Gegenfeder zu ermöglichen, werden zueinander identische Antriebe vorgesehen. Aktorvariante 3 besitzt daher zwei Antriebe mit der gleichen Gestalt wie der Antrieb von Variante 1. Analog besteht Aktorvariante 4 aus zwei Antrieben, die dem Antrieb von Variante 2 entsprechen.

Abb. 6.15 zeigt schematisch den Verlauf der Kraft-Weg-Kennlinien. Die Gleichheit der Antriebe führt zu einem symmetrischen Kennlinienverlauf. Die entgegengesetzte Bewegungsrichtung der Antriebe wird durch die zueinander entgegengesetzten Steigungen wiedergegeben. Durch die Vorauslenkung der Antriebe wird die Gedächtnisgestalt der Antriebe bei jeweils unterschiedlichen Arbeitspunkten eingenommen, die den Kennlinien-Nullpunkten entsprechen.

Im stromlosen martensitischen Zustand existiert keine ausgezeichnete Startposition. Bei wechselseitiger Ansteuerung der beiden Antriebe bewegt sich der Aktor zwischen den Endpositionen 1 und 2, die durch die Vorauslenkung festgelegt werden. Beide Positionen

bestimmen den Aktorhub und den Bereich der Kraft zwischen den Antagonisten. Der genaue Kraft-Weg-Verlauf zwischen den Endpositionen hängt von den Temperaturverläufen in beiden Antrieben ab. Werden die Antriebe wechselseitig, nach vollständiger Rückumwandlung des jeweiligen Antagonisten, betrieben, so führt der Kraft-Weg-Verlauf entlang der Kennlinie im R-Phasen bzw. martensitischen Zustand über den Gleichgewichtspunkt EQ^R bei Variante 3 bzw. EQ^M bei Variante 4.

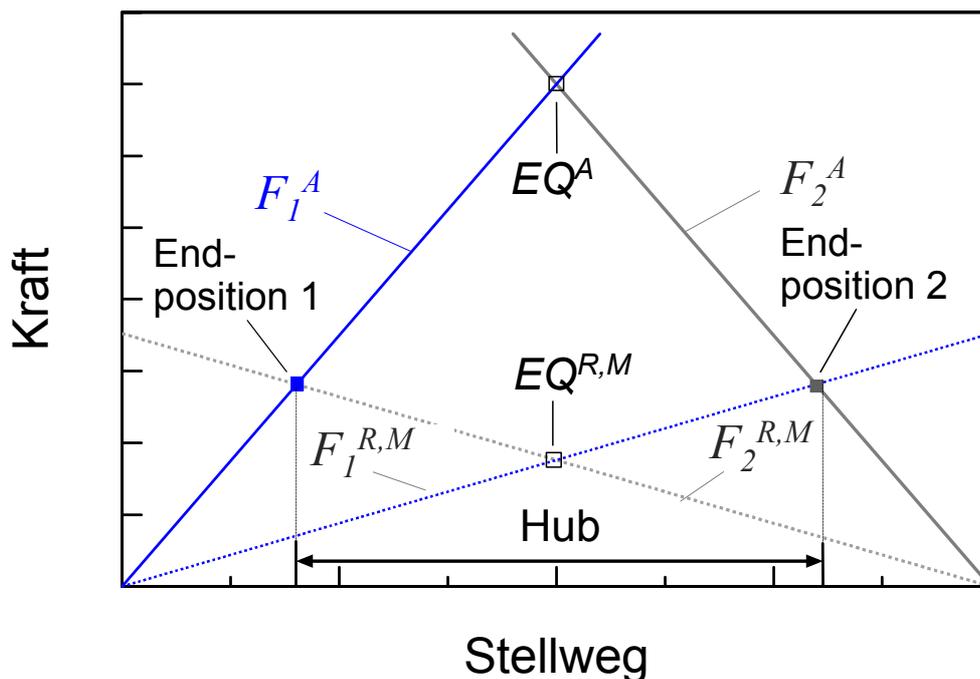


Abb. 6.15: Schematischer Verlauf der Kraft-Weg-Kennlinien F^A und $F^{R,M}$ der Antriebe 1 und 2 im austenitischen und R-Phasen bzw. martensitischen Zustand bei antagonistischer Rückstellung. Mit EQ^A und $EQ^{R,M}$ werden die Punkte des Kräftegleichgewichts zwischen beiden Antrieben bezeichnet.

Die Vorauslenkung der Aktorvarianten 3 und 4 erfolgt nach den gleichen Kriterien wie bei den Varianten 1 und 2. Aufgrund der R-Phasenumwandlung ist die maximale Dehnung in den Antrieben von Variante 3 auf 0,8 % begrenzt. Da in Variante 4 eine martensitische Umwandlung genutzt wird, wird hier von einer Dehnungsobergrenze von 1,5 % ausgegangen. Darüberhinaus ist die Dehnungsgrenze im austenitischen Zustand von ca. 0,45 % zu beachten, oberhalb der plastische Deformation auftritt. Als zusätzliches Designkriterium muß noch der Fall der gleichzeitigen Beheizung beider Antriebe berücksichtigt werden. In diesem Fall befinden sich die Antriebe im austenitischen Kräftegleichgewicht EQ^A . Dabei dürfen beide Antriebe nicht über ihre plastische Dehnungsgrenze gelangen. Dieses Kriterium ist jedoch nur bei Aktorvariante 3 bei Nutzung einer R-Phasenumwandlung erfüllt. Um bei hohen Vorauslenkungen eine bleibende Verformung durch plastische Deformation zu vermeiden,

muß die gleichzeitige Beheizbarkeit beider Antriebe durch geeignete Maßnahmen bei der Ansteuerung ausgeschlossen werden.

Für analytische Abschätzungen können die Bestimmungsgleichungen 6.1 - 6.4 an den Fall der antagonistischen Rückstellung angepaßt werden. Die Vorauslenkung der Linearaktoren s_{tot} ist in diesem Fall gleich der Summe der Stellwege der beiden Antriebe. Wenn beide Antriebe wechselseitig angesteuert werden, so befinden sie sich in entgegengesetzten Phasenzuständen. Die Antriebe der Variante 3 befinden sich entweder im austenitischen oder im R-Phasenzustand. Entsprechend befinden sich die Antriebe der Variante 4 entweder im austenitischen oder im martensitischen Zustand. Für die entsprechenden Stellwege s^A und $s^{R,M}$ folgt:

$$s_{tot} = s^A + s^{R,M} \quad . \quad (6.5)$$

Bei wechselseitiger Ansteuerung teilen sich die Stellwege im Verhältnis der Federkonstanten im austenitischen Zustand FK^A und der effektiven Federkonstanten im R-Phasenzustand FK^R bzw. martensitischen Zustand FK^M auf:

$$s^A FK^A = s^{R,M} FK^{R,M} \quad . \quad (6.6)$$

Beide Antriebe werden in einem Schritt aus einer FGL-Folie durch Laserschneiden hergestellt. Da eine thermische Kopplung beider Antriebe fatale Folgen für die Lebensdauer der Linearaktoren haben kann, ist beim Design des Übergangsbereichs zwischen den Antrieben besondere Sorgfalt erforderlich. In jedem Fall muß bei Ansteuerung eines Antriebs die Temperatur des jeweiligen Antagonisten unterhalb der Umwandlungstemperatur bleiben.

Die Vorauslenkung der Antriebe relativ zueinander wird, wie bei den Aktorvarianten 1 und 2, mit Hilfe eines Mikrometertisches durchgeführt. Danach werden die Anschlußflächen der Antriebe klebend mit einem Keramiksubstrat verbunden und elektrisch kontaktiert.

Die Designparameter der Aktorvarianten 3 und 4 sind in Tabelle 6.7 zusammengestellt.

6.4.2 Eigenschaften der Linearaktoren

Das Verhalten der Linearaktoren wird sowohl unter stationären Gleichgewichtsbedingungen als auch zeitaufgelöst, bei Ansteuerung mit elektrischen Leistungspulsen, untersucht. Dazu werden die Linearaktoren mit ihren Anschlußflächen jeweils auf zwei, relativ zueinander verstellbare Mikrometertische montiert, um variable Vorauslenkungen einstellen zu können.

	Variante 3	Variante 4
Laterale Baugröße (ohne Anschlußflächen)	5,5 x 6 mm ²	3,5 x 4 mm ²
Material	NiTi	NiTiCu
Strukturhöhe	100 µm	100 µm
Blattfederlänge	2,5 mm	1,5 mm
Minimale Blattfederbreite	80 µm	50 µm
Anzahl der Faltungen in jedem Antrieb	4	4
Federkonstante eines Antriebs (Austenit)	470 N/m	620 N/m
Federkonstante eines Antriebs (Raumtemperatur)	80 N/m*	60 N/m**

Tabelle 6.7: Designparameter von FGL-Linearaktoren der Varianten 3 und 4.

- * Effektive Federkonstante im R-Phasenzustand entsprechend einem effektiven E-Modul von 12 GPa.
- ** Effektive Federkonstante im martensitischen Zustand entsprechend einem effektiven E-Modul von 5 GPa.

6.4.2.1 Aktorvariante 3 mit NiTi-Antrieb

Stationäres Verhalten

Bei antagonistischer Rückstellung müssen beide Antriebe nacheinander angesteuert werden, um wieder in die Ausgangsposition zurückzukehren und damit einen vollständigen Aktorzyklus zu durchlaufen. Die Verläufe des Stellwegs der Aktormitte und des elektrischen Widerstands in den Antrieben 1 und 2 sind für einen vollständigen Aktorzyklus in Abb. 6.16 gezeigt. Die Vorauslenkung beträgt in diesem Fall ca. 1 mm.

Durch Beheizen von Antrieb 1 über die Temperaturen der R-Phasen-Rückumwandlung wird Antrieb 2 gedehnt. Dabei geht die Aktormitte in Endposition 1 über, die bei einem minimalen Stellweg von ca. 190 µm erreicht wird. Während der Abkühlphase von Antrieb 1 findet eine partielle Rückbewegung statt, die durch Relaxation elastischer Dehnung im Antrieb verursacht wird. Nachfolgendes Heizen und Kühlen von Antrieb 2 führt zu einem ähnlichen Verhalten in entgegengesetzter Bewegungsrichtung. Dabei erreicht der Aktor in Endposition 2 einen maximalen Stellweg von ca. 810 µm. Die erforderliche Heizleistung beträgt ca. 140 mW. Nach dem Abkühlen von Antrieb 2 erreicht der Aktor wieder seinen Ausgangszustand. Der Aktorhub beträgt in diesem Fall ca. 630 µm. Die maximale Kraft zwischen beiden Antrieben liegt bei ca. 90 mN.

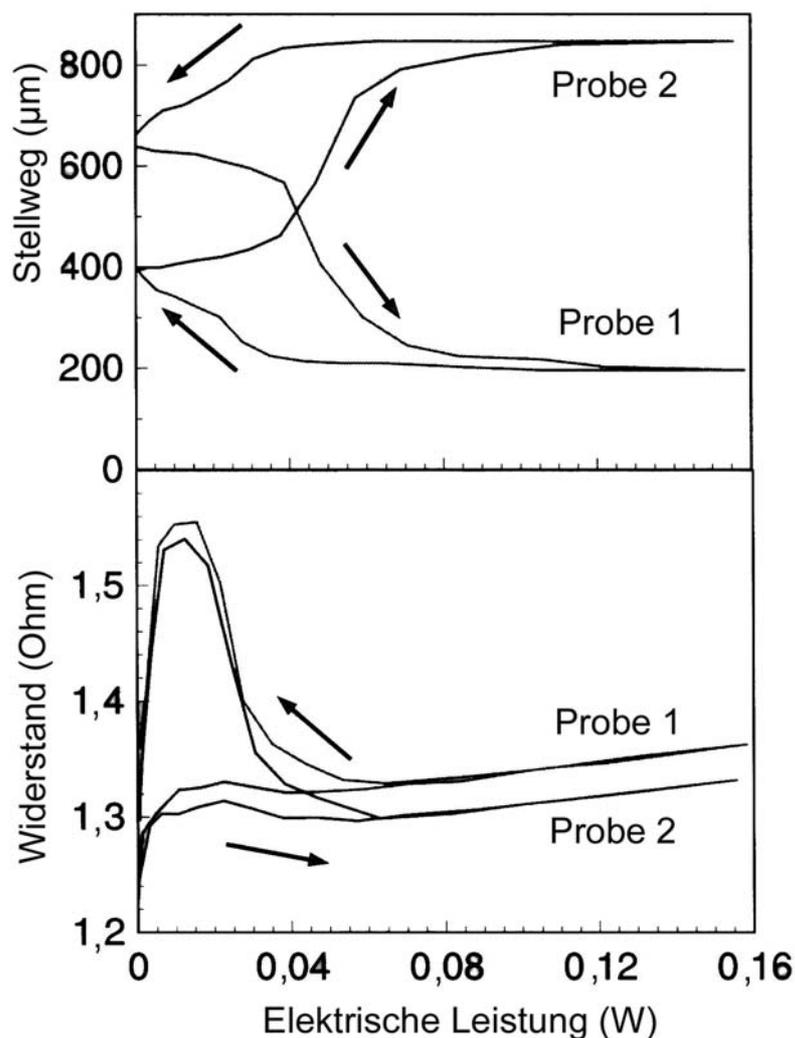


Abb. 6.16: Stellweg und elektrischer Widerstand der Antriebe 1 und 2 in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung bei einem FGL-Linearaktor der Variante 3 [180].

Aus dem steilen Abfall der Widerstands-Kennlinie unterhalb 10 mW Heizleistung geht hervor, daß in den Antrieben beim Abkühlen bereits eine thermisch induzierte martensitische Phasenumwandlung einsetzt. Da die M_s - Temperatur bei 23 °C liegt, entscheiden geringe Schwankungen der Raumtemperatur über den Beginn dieser Umwandlung.

Eine mechanische FEM-Analyse bei Raumtemperatur ergibt, daß die maximale Dehnung bereits bei 1,35 % liegt. Daher treten neben der R-Phasenumwandlung zusätzlich SIM-Bildung und plastische Deformation auf. Beide Effekte tragen zur Verbreiterung der Hysterese der Stellweg-Kennlinien bei. Darüber hinaus treten Ermüdungseffekte auf, die unter anderem zu einer Abnahme des Aktorhubs bei einer größeren Zyklenzahl führen.

Nachfolgend wird auf die Aktoreigenschaften bei einer Vorauslenkung von 470 µm eingegangen, bei der die maximale Dehnung bei ca. 0,6 % liegt. Da in diesem Fall eine reine

R-Phasenumwandlung auftritt, zeigen die Stellweg-Kennlinien eine schmale Hysteresebreite. In diesem Fall beträgt der maximale Aktorhub 290 μm . Bei Variante 1 beträgt der bei maximaler Dehnung von 0,6 % auftretende Aktorhub dagegen nur 160 μm , siehe Tabelle 6.4.

Dieser Vergleich macht deutlich, daß mit einem antagonistischen Rückstellelement wesentlich größere Aktorhübe als mit einer passiven Gegenfeder möglich sind. Dies liegt an der geringen Rückstellkraft des jeweiligen Antagonisten im R-Phasenzustand. Aus diesem Grund treten zwischen den Antrieben relativ kleine Kräfte von maximal 42 mN auf. Die mechanische Belastung der Antriebe im austenitischen Zustand ist entsprechend niedrig. Dies bringt den Vorteil mit sich, daß Linearaktoren der Variante 3 wesentlich größere externe Kräfte kontrollieren können als Aktoren der Variante 1.

Die wichtigsten mechanischen Kenngrößen in den Endpositionen sind in Tabelle 6.8 für die Vorauslenkungen 470 μm und 1 mm zusammengestellt.

Vorauslenkung	470 μm	1000 μm
Phasenumwandlung	R-Phase	R-Phase, SIM
$\bar{\sigma}^A$	46 MPa	100 MPa
$\bar{\epsilon}^A$	0,13 %	0,3 %
$\bar{\sigma}^R$	40 MPa	90 MPa
$\bar{\epsilon}^R$	0,6 %	1,35 %
F_{max}	42 mN	90 mN
Aktorhub	290 μm	630 μm

Tabelle 6.8: Mechanische Kenngrößen eines Linearaktors der Variante 3. Mit $\bar{\sigma}$ und $\bar{\epsilon}$ werden jeweils die maximale von Mises - Spannung und effektive Dehnung im Antrieb bezeichnet.

Dynamisches Verhalten

Da die Antriebe der Aktorvarianten 1 und 3 zueinander identisch sind, ergeben sich vergleichbare Heiz- und Kühlzeiten. Der Unterschied in der Dynamik der Aktoren besteht darin, daß das Schaltverhalten bei Aktorvariante 3, aufgrund des antagonistischen Rückstellprinzips, in beide Stellrichtungen von der Heizzeit bestimmt ist. Dieser Punkt wird nachfolgend am Beispiel von Aktorvariante 4 genauer diskutiert.

6.4.2.2 Aktorvariante 4 mit NiTiCu-Antrieb

Stationäres Verhalten

Abb. 6.17 zeigt die Verläufe des Stellwegs der Aktormitte und des elektrischen Widerstands in den Antrieben 1 und 2 für zwei verschiedene Vorauslenkungen von 300 und 600 μm . Die Aktorzyklen werden bei wechselseitiger Ansteuerung beider Antriebe durchlaufen, wobei in diesem Fall die Heizleistung bei Antrieb 1 in die positive x -Achsenrichtung und bei Antrieb 2 in die negative x -Achsenrichtung aufgetragen ist. Bei Ansteuerung von Antrieb 1 bewegt sich der Linearaktor in Endposition 1, die bei minimalen Stellwegen von 20 bzw. 40 μm erreicht wird. Bei Ansteuerung von Antrieb 2 wird Endposition 2 angefahren, die maximalen Stellwegen von 270 bzw. 550 μm entspricht. Die Hysteresebreite der Kennlinien spiegelt das charakteristische Umwandlungsverhalten der NiTiCu-Legierung wider.

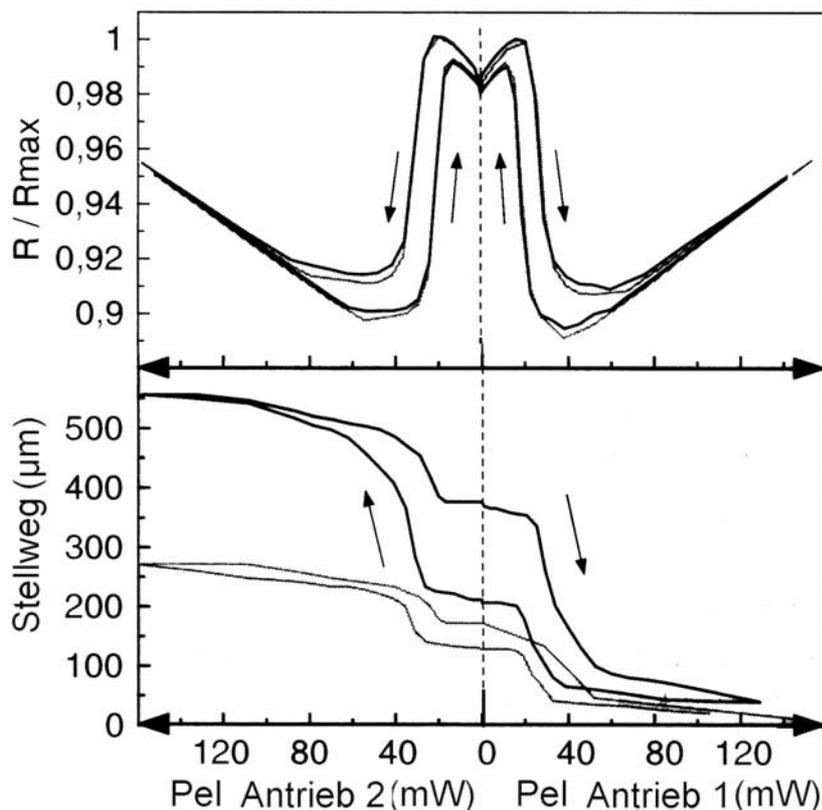


Abb. 6.17: Stellweg und elektrischer Widerstand der Antriebe in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung P_{el} bei einem FGL-Linearaktor der Variante 4 [191].

Bei einer Vorauslenkung von 600 μm wird in den Antrieben eine maximale Dehnung von 1,1 % erreicht. Bei dieser Dehnung zeigt der Linearaktor einen maximalen Aktorhub von ca. 500 μm , der auf die relativ geringe Rückstellkraft des jeweiligen Antagonisten von ca. 30 mN zurückführbar ist. Bei einer Vorauslenkung von 650 μm wird bereits ein maximaler Aktorhub

von 560 μm erzielt. Die maximale Dehnung beträgt hier 1,2 %. Aufgrund der vergleichbaren Dehnungen kann dieser Hub direkt mit dem entsprechenden Hub bei Aktorvariante 2 von 390 μm verglichen werden, siehe Tabelle 6.5. Der Vergleich bestätigt das bei Aktorvariante 3 festgestellte Ergebnis, daß das antagonistische Rückstellprinzip zum Erzielen großer Aktorhübe besonders vorteilhaft ist.

Im Vergleich zu Variante 2 treten in Variante 4 wesentlich geringere Kräfte zwischen den Antrieben auf. Die geringen Kräfte verursachen im austenitischen Zustand nur geringe mechanische Spannungen. Daher wird der maximale Aktorhub bei Variante 4 nicht wie bei Variante 2 durch die plastische Deformationsgrenze im austenitischen Zustand, sondern durch die wesentlich größere maximale Dehnung im martensitischen Zustand begrenzt. Die geringe Kraft zwischen den Antrieben ermöglicht darüber hinaus die Kontrolle zusätzlicher, hoher externer Kräfte.

Tabelle 6.9 enthält die wichtigsten mechanischen Kenngrößen in den Endpositionen für eine Vorauslenkung von 650 μm . In diesem Fall ist ein direkter Vergleich mit den Kenngrößen von Variante 2 in Tabelle 6.5 möglich.

$\bar{\sigma}^A$	60 MPa
$\bar{\varepsilon}^A$	0,08 %
$\bar{\sigma}^M$	55 MPa
$\bar{\varepsilon}^M$	1,2 %
F_{max}	33 mN
Aktorhub	560 μm

Tabelle 6.9: Mechanische Kenngrößen eines Linearaktors der Variante 4 bei einer Vorauslenkung von 650 μm . Mit $\bar{\sigma}$ und $\bar{\varepsilon}$ werden jeweils die maximale von Mises - Spannung und effektive Dehnung im Antrieb bezeichnet.

Dynamisches Verhalten

Die Heiz- und Kühlzeiten der Antriebe von Variante 4 stimmen, aufgrund der gleichen Geometrie, mit den entsprechenden Zeiten des Antriebs von Variante 2 überein. Die Heizzeit beträgt bei einer Heizleistung von 190 mW ca. 250 ms. Aufgrund des antagonistischen Rückstellprinzips wird das Schaltverhalten in beide Richtungen durch die Heizzeit bestimmt. Darüber hinaus sorgt der symmetrische Aktoraufbau für gleiche Schaltzeiten in beide Bewegungsrichtungen. Wird beim Beheizen des Antriebs nach der Phasenumwandlung keine überschüssige Wärme zugeführt, so liegt die entsprechende Abkühlzeit bei ca. 1,5 s. Die Abkühlzeit bestimmt den minimalen Zeitabstand zwischen aufeinanderfolgenden wechselseitigen Heizsignalen, der für einen Aktorzyklus mit maximalem Hub einzuhalten ist.

Insofern bestimmt die Abkühlzeit die maximal mögliche Betriebsfrequenz der Linearaktoren. Bei wechselseitiger Ansteuerung der Antriebe in Zeitabständen kürzer als die Abkühlzeit erwärmt sich der Linearaktor. Der damit verbundene Anstieg der Rückstellkraft des Antagonisten ist mit einer Hubabnahme verbunden.

Die Bestimmung von Stellweg-Zeit-Kennlinien wird mit Hilfe einer Lichtschranke durchgeführt. Abb. 6.18 zeigt beispielsweise das Schaltverhalten eines Linearaktors der Variante 4. Dabei werden die Antriebe wechselseitig mit konstanten Heizsignalen von 50 ms Dauer und einer Frequenz von 4,2 Hz angesteuert. Die Dauer der Heizpulse τ_{act} ist damit kürzer als die Heizzeit τ_h . In diesem Fall werden nur partielle Phasenumwandlungen in den Antrieben hervorgerufen. Die Dauer der Heizpulse τ_{act} entspricht, je nach beheiztem Antrieb, der Schaltzeit in Antriebsrichtung 1 τ_{sw1} oder 2 τ_{sw2} .

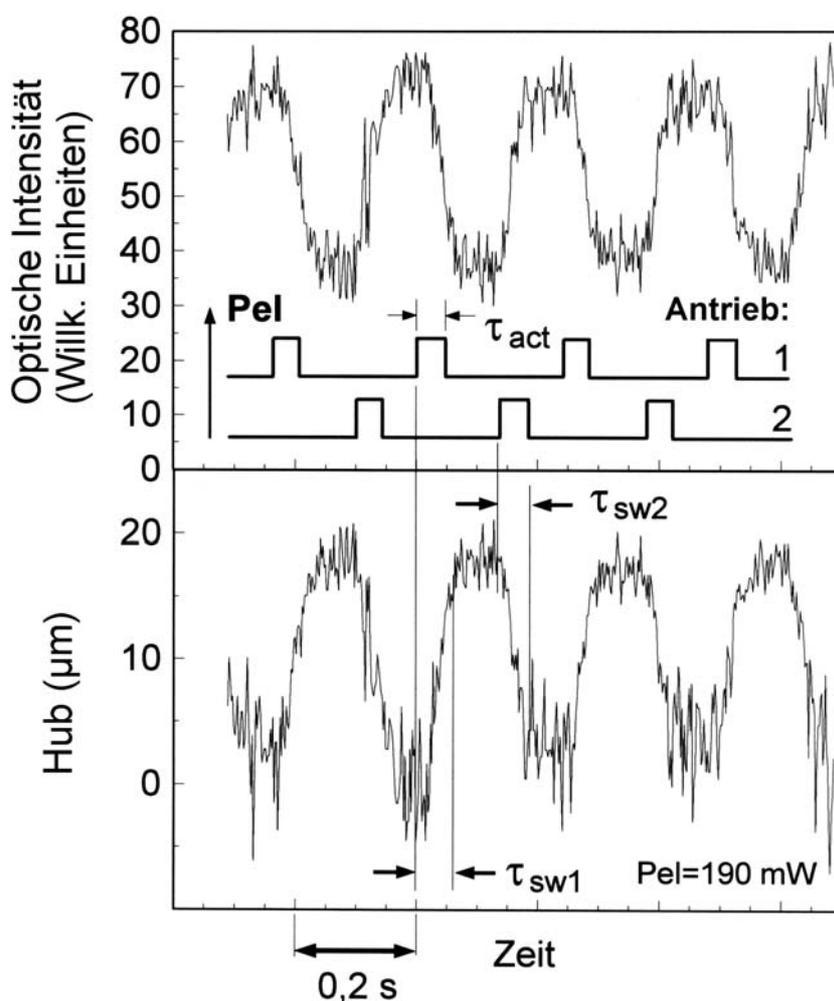


Abb. 6.18: Periodisches Schaltverhalten eines Linearaktors der Variante 4 bei Ansteuerung mit konstanten Heizsignalen der Leistung P_{el} von 190 mW und Dauer τ_{act} von 50 ms. τ_{sw1} und τ_{sw2} bezeichnen die Schaltzeit des Linearaktors in beide Stellrichtungen [280].

Bei Schaltzeiten τ_{sw1} und τ_{sw2} von 50 ms vollführt der Linearaktor periodische Schaltbewegungen mit einem Hub von ca. 20 μm im Vergleich zu einem Hub von 300 μm im Fall einer vollständigen Phasenumwandlung. Das Schaltverhalten ist in beide Stellrichtungen gleich. Der maximal mögliche Aktorhub wird hier durch den Zeitabstand zwischen zwei aufeinanderfolgenden Heizpulsen vorgegeben.

Variiert man bei gepulster Ansteuerung den Zeitabstand zwischen zwei aufeinanderfolgenden Heizpulsen τ_{rel} , so wird, je nach Dauer des Heizpulses τ_{act} , eine unterschiedliche Abhängigkeit des Aktorhubs von τ_{rel} beobachtet. Abb. 6.19 zeigt typische Verläufe des Aktorhubs für verschiedene Pulsdauern τ_{act} . Werden Pulsdauern τ_{act} länger als die Heizzeit τ_h angelegt, so steigt der Aktorhub mit zunehmendem Zeitabstand bis zu einem maximalen Wert, der dem stationären Wert entspricht. Bei kürzeren Pulsdauern $\tau_{act} \ll \tau_h$ tritt dagegen ein ausgeprägtes Hubmaximum auf.

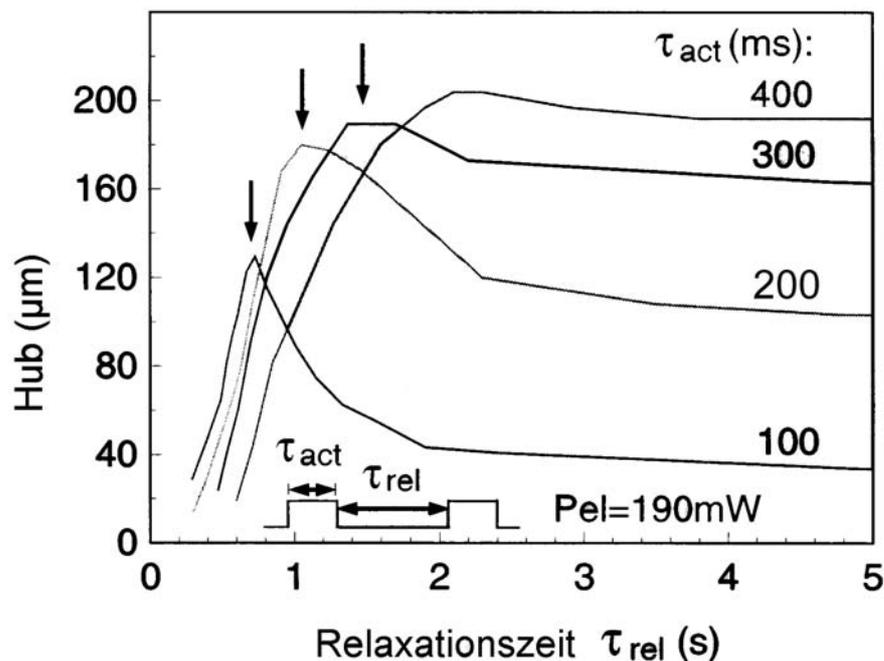


Abb. 6.19: Hub eines Linearaktors der Variante 4 als Funktion des Zeitabstands zwischen zwei aufeinanderfolgenden Heizpulsen τ_{rel} für verschiedene Pulsdauern τ_{act} [280].

Dieser Effekt kann durch die starke Änderung der mechanischen Materialeigenschaften bei der Phasenumwandlung erklärt werden. Liegen die Zeitabstände zwischen den wechselseitig angelegten Heizsignalen unterhalb der Abkühlzeit, so kommt es zu einem Anstieg der mittleren Temperatur in den Antrieben. Anhand von zeitabhängigen Widerstandsmessungen

folgt, daß das Hubmaximum genau im Temperaturbereich der Phasenumwandlung auftritt, wo der E-Modul seine stärkste Änderung zwischen seinem austenitischen und effektiven martensitischen Wert zeigt. Liegt die mittlere Temperatur der Antriebe in diesem Bereich, so können Temperaturänderungen, die durch die Heizpulse hervorgerufen werden, die größten Änderungen des Aktorhubs bewirken.

6.4.3 Zusammenfassende Bewertung

Die Linearaktoren der Variante 3 und 4 bestehen aus zwei spannungsoptimierten Antrieben, in denen der Einweg-Effekt in zueinander entgegengesetzte Richtungen genutzt wird. Zum Betrieb der Linearaktoren werden die Antriebe wechselseitig mit elektrischem Strom versorgt. Die Gestalt des Antriebs von Variante 3 entspricht der Gestalt des Antriebs von Variante 1. Entsprechend verhält es sich bei den Varianten 4 und 2.

Durch Verwendung von Antrieben aus gleichen Materialien reduziert sich die Herstellung auf die Mikrostrukturierung einer FGL-Folie und die nachfolgende Hybridintegration. Das Design der Aktormitte zwischen den Antrieben muß in diesem Fall für eine ausreichende thermische Entkopplung sorgen. Darüber hinaus muß bei großen Vorauslenkungen mit Dehnungen über 0,45 % die gleichzeitige Beheizung der Antriebe unbedingt ausgeschlossen werden, um ein Überschreiten der plastischen Deformationsgrenze im austenitischen Zustand zu vermeiden. Die Hybridintegration der vorausgelenkten Linearaktoren wird durch Hybridintegration mit einem Klebeverfahren durchgeführt.

Das antagonistische Rückstellprinzip erlaubt im Vergleich zur Rückstellung mit einer passiven Gegenfeder größere Aktorhübe. Dies ist auf die geringe Rückstellkraft des Antagonisten zurückzuführen, die im Gegensatz zur passiven Gegenfeder mit zunehmendem Stellweg nur geringfügig zunimmt. Bei Variante 4 wird der Aktorhub durch die maximale Dehnung im martensitischen Zustand begrenzt. Bei 1,2 % Dehnung wird ein Aktorhub von 560 µm erzielt. Der vergleichbare Aktorhub bei Rückstellung mit einer passiven Gegenfeder (Variante 2) beträgt dagegen 390 µm. Der Aktorhub von Variante 2 läßt sich durch weitere Vorauslenkung nicht mehr steigern, da die plastische Deformationsgrenze im austenitischen Zustand bereits erreicht wird. Bei Variante 4 sind dagegen noch größere Hübe möglich, da die maximale Dehnung im austenitischen Zustand aufgrund der geringen Rückstellkraft des Antagonisten sehr klein bleibt. Geht man von einer Vorauslenkung mit maximaler Dehnung im martensitischen Zustand von 1,5 % aus, so ist ein maximaler Aktorhub von 720 µm möglich.

Als weitere Konsequenz der geringen Rückstellkraft ergeben sich bei Linearaktoren mit Antagonismus höhere Kraftreserven im Vergleich zu Linearaktoren mit passiver Rückstellfeder, die zur Kontrolle größerer externer Kräfte genutzt werden können.

Der maximale Aktorhub bei Variante 3 von 290 μm wird durch die maximale Dehnung im R-Phasenzustand von 0,8 % begrenzt. Die Nutzung einer R-Phasenumwandlung besitzt jedoch Vorteile bei Anwendungen mit hohen Zyklenzahlen über 10^6 , da hier ein vernachlässigbares Ermüdungsverhalten auftritt.

Das dynamische Verhalten der Varianten 3 und 4 hängt aufgrund des symmetrischen Aufbaus nicht von der Bewegungsrichtung ab. Aufgrund des antagonistischen Rückstellprinzips wird die Schaltzeit in beide Richtungen durch die Heizzeit bestimmt und beträgt bei einer Leistung von 190 mW ca. 250 ms. Die Abkühlzeit liegt ohne Zufuhr überschüssiger Wärme bei ca. 1,5 s. Durch die Abkühlzeit wird die maximal mögliche Frequenz festgelegt, mit der die Linearaktoren mit maximalem Aktorhub betrieben werden können. Bei höheren Frequenzen sinkt der maximale Aktorhub aufgrund der ansteigenden mittleren Temperatur in den Antrieben. Liegt die mittlere Temperatur der Antriebe zwischen den Umwandlungstemperaturen, tritt bei gepulster Ansteuerung ein maximaler Aktorhub auf, da hier die mechanischen Eigenschaften der Antriebe ihre stärkste Änderung zeigen. Bei Verwendung von Pulsdauern τ_{act} kleiner als die Heizzeit τ_h werden partielle Phasenumwandlungen in den Antrieben hervorgerufen. In diesem Fall werden nur Teilstrecken des gesamten Aktorhubs zurückgelegt.

Die wichtigsten Spezifikationen der Aktorvariante 4 sind in Tabelle 6.10 zusammengestellt. Gegenüber der vergleichbaren Variante 2 mit passiver Rückstellung (siehe Tabelle 6.6) wird eine Verbesserung hinsichtlich Baugröße, Aktorhub und Schaltzeit in Rückstellrichtung erzielt. FGL-Linearaktoren mit Antagonismus eignen sich für Schalt- oder Positionieraufgaben, bei denen eine hohe mechanische Arbeit gefordert wird, jedoch keine definierte Startposition im stromlosen Zustand notwendig ist. Die in Tabelle 2.4 (Kapitel 2.3) zusammengestellten Spezifikationen anderer Linearaktoren werden hinsichtlich Baugröße und mechanischer Arbeit um ca. zwei Größenordnungen übertroffen. Die Schaltzeiten der Linearaktoren sind dagegen um ca. zwei Größenordnungen länger.

Rückstellmechanismus	Antagonistisch
Material des Antriebs	NiTiCu
Baugröße (ohne Anschlußflächen)	3,5 x 4 x 0,1 mm ³
Maximale Rückstellkraft	33 mN
Maximaler Aktorhub	560 μm
Schaltzeit in Antriebs- und Rückstellrichtung (bei 190 mW)	250 ms
Leistungsbedarf	< 200 mW

Tabelle 6.10: Spezifikationen eines Linearaktors der Variante 4 bei einer maximalen Dehnung in den Antrieben von 1,2 %.

Mögliche Anwendungen der Linearaktoren liegen insbesondere in den Bereichen Mikrooptik und Robotik, da hier hohe Anforderungen hinsichtlich Baugröße, Stellweg und Stellkraft vorliegen. Auf diese Bereiche wird nachfolgend eingegangen.

6.5 Mikrooptische Schalter

Das starke Wachstum in der Telekommunikation macht die Entwicklung neuer Technologien und Bauelemente erforderlich. Multimedia-Anwendungen in den Fernnetzen benötigen Datenraten von einigen 10 Gigabit/s, die mit konventioneller Kupfertechnologie nicht mehr handzuhaben sind. Der Entwicklungstrend geht daher in Richtung optischer Kommunikationsnetze, zu deren Realisierung Ein- und Ausgabegeräte und die entsprechenden Schnittstellenkomponenten entwickelt werden müssen. Ein Beispiel sind mikrooptische Schalter, die in optischen Netzwerken u.a. zur Unterbrechung von Datenleitungen oder zur Überbrückung von Bauelementen bei Fehlfunktion oder Test benötigt werden. Für derartige Anwendungen sind preisgünstige Bauelemente mit relativ geringen Schaltgeschwindigkeiten interessant. Nachfolgend werden zwei mikrooptische Schalter auf der Basis von FGL-Linearaktoren vorgestellt.

6.5.1 Mikrooptischer Schalter mit beweglichem Funktionselement

Eine Möglichkeit zur Realisierung eines mikrooptischen Schalters besteht darin, ein optisches Funktionselement in den Strahlengang zwischen zwei stationären Glasfasern einzuführen, siehe z.B. [104,285,286]. Im einfachsten Fall kann es sich dabei um einen Strahlunterbrecher handeln. Zur Überbrückung von Bauelementen ist beispielsweise ein Mikrospiegel denkbar, der den optischen Strahlengang in eine andere Richtung leitet und dadurch den Datentransfer aufrecht erhält.

Abb. 6.20 zeigt beispielsweise einen mikrooptischen Schalter mit integriertem Strahlunterbrecher. Zu beiden Seiten des Strahlunterbrechers werden zwei Glasfasern mit optischer Achse senkrecht zu dessen Bewegungsrichtung positioniert. Je nach der Stellung des Strahlunterbrechers wird der optische Strahlengang zwischen den Glasfasern entweder unterbrochen, partiell abgeschwächt oder freigegeben. Um Einkoppelverluste niedrig zu halten, ist ein geringer Glasfaser-Abstand einzuhalten. Darüber hinaus müssen die Stirnflächen der Glasfasern ohne Versatz zueinander ausgerichtet werden. Um diese Anforderungen zu erfüllen, wird ein Glasfaser-Halter mit integrierten Fasergruben als Montagehilfe vorgesehen. Die Fasergruben sorgen sowohl für eine kollineare Führung, als auch für eine laterale und vertikale Ausrichtung der Glasfasern.

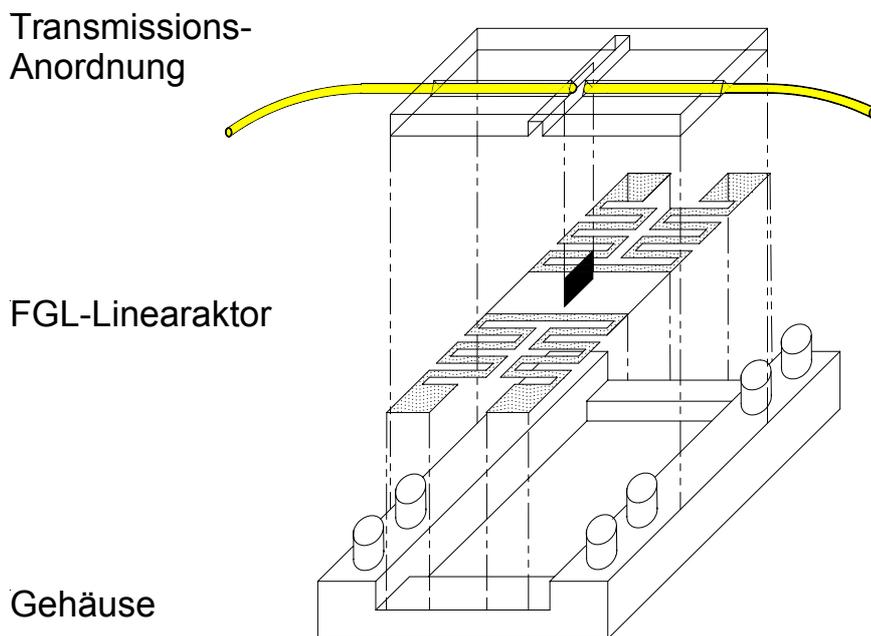


Abb. 6.20: Aufbau eines mikrooptischen Schalters mit integriertem Strahlunterbrecher [280].

6.5.1.1 Anforderungen an den FGL-Linearaktor

Bei Verwendung von Multimodefasern mit einem Kerndurchmesser von $50\ \mu\text{m}$ genügt ein relativ geringer Aktorhub unter $70\ \mu\text{m}$, um den Strahlengang vollständig zu unterbrechen oder freizugeben. Da keine externen Kräfte anliegen, müssen nur die internen Rückstellkräfte überwunden werden. Diese Anforderungen werden von allen Varianten der FGL-Linearaktoren erfüllt. Wird zusätzlich auf kompakte Abmessungen und Schaltfrequenzen unter $0,5\ \text{Hz}$ Wert gelegt, so eignet sich insbesondere Aktorvariante 4. Nachfolgend wird ein optischer Schalter mit beweglichem Strahlunterbrecher vorgestellt, der von Aktorvariante 4 angesteuert wird. In diesem Fall genügt eine relativ geringe Vorauslenkung von ca. $100\ \mu\text{m}$, um den gewünschten Aktorhub zu erzielen.

6.5.1.2 Herstellung

Bei monolithisch hergestellten FGL-Linearaktoren wird der Strahlunterbrecher in der Aktormitte integriert. Alternativ dazu kann der Strahlunterbrecher zunächst auf einer quadratisch zugeschnittenen Polyimidfolie aufgeklebt werden. In diesem Fall werden die FGL-Antriebe getrennt gefertigt und nachfolgend mit der Folie an einander gegenüberliegenden Seiten klebend verbunden. Nach der Vorauslenkung des Linearaktors

erfolgt die Montage auf dem Gehäuse. Der Glasfaser-Halter wird mit den zuvor eingeklebten Glasfasern über dem Strahlunterbrecher positioniert und nachfolgend verbunden. Der Abstand der Glasfaser-Stirnflächen wird zwischen 200 und 300 μm eingestellt. Die elektrische Verbindung zu den Kontaktflächen des Linearaktors wird durch Wedge-Wedge-Bonden hergestellt.

Abb. 6.21 zeigt ein Funktionsmuster des optischen Schalters mit integrierter Polyimidfolie und Strahlunterbrecher. Um eine Aufsicht auf den Linearaktor zu ermöglichen, wurde der Glasfaser-Halter entfernt. Die lateralen Abmessungen des Linearaktors betragen ca. 9,5 x 3,5 mm^2 . Die äußeren Abmessungen des Gehäuses sind 12 x 18 x 4 mm^3 .

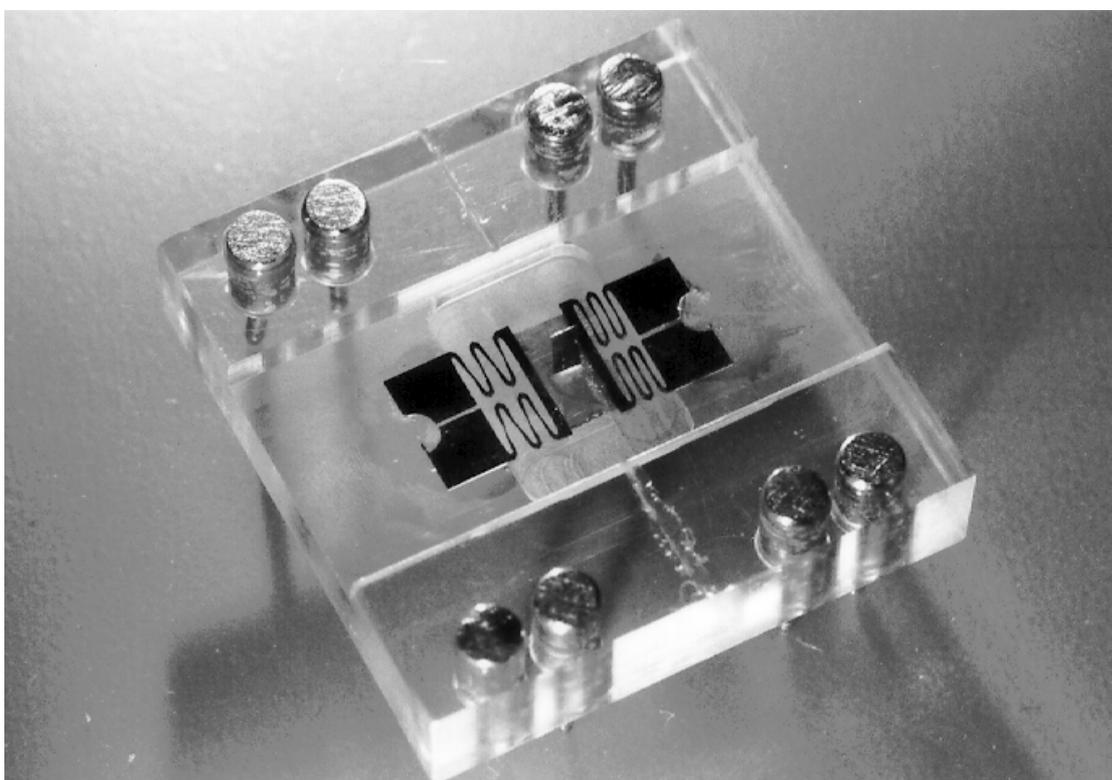


Abb. 6.21: Mikrooptischer Schalter mit beweglichem Strahlunterbrecher ohne Glasfaser-Halter [280].

6.5.1.3 Funktionseigenschaften

Zur Bestimmung der Stellweg-Transmissions-Kennlinie des optischen Schalters wird das Licht einer LED (light emitting diode) in eine der beiden Glasfasern eingekoppelt und das resultierende Transmissionssignal mit einem Photosensor detektiert. Der Stellweg des Strahlunterbrechers wird optisch mit einem Mikroskop bestimmt. Abb. 6.22 zeigt eine typische Stellweg-Transmissions-Kennlinie.

Der Verlauf zeigt eine S-förmige Gestalt, die durch das Einkoppelverhalten des Lichts in den Faserkern bestimmt ist. Das in den Glasfaser-Mantel eingekoppelte Licht wird nicht geführt

und erreicht daher den Photosensor nicht. Im zentralen Bereich des Stellwegs zwischen ca. 20 und 50 μm ist der Verlauf näherungsweise linear. Hier wird eine maximale Wegauflösung von ca. 0,4 μm bei einer Signaländerung von 1 mV erzielt.

Da der Abstand der Glasfaser-Stirnflächen relativ groß ist, liegen die Einkoppelverluste ohne Strahlunterbrechung bei ca. 3 dB.

Das Schaltverhalten folgt aus den in Kapitel 6.3 vorgestellten dynamischen Eigenschaften des FGL-Linearaktors. Bei alternierendem Betrieb wird die Schaltzeit von der Abkühlzeit des Antagonisten bestimmt. Durch Anpassung der Vorauslenkung und Ausnutzung einer partiellen Phasenumwandlung kann die maximale Frequenz auf ca. 1 Hz eingestellt werden. Bei einmaliger Ansteuerung des Linearaktors im Raumtemperatur-Zustand mit 200 mA Strom wird der gesamte Stellweg innerhalb 250 ms zurückgelegt. Durch Wahl einer genügend großen Vorauslenkung kann die Schaltzeit zum Durchlauf des geforderten Aktorhubs auf 100 ms reduziert werden.

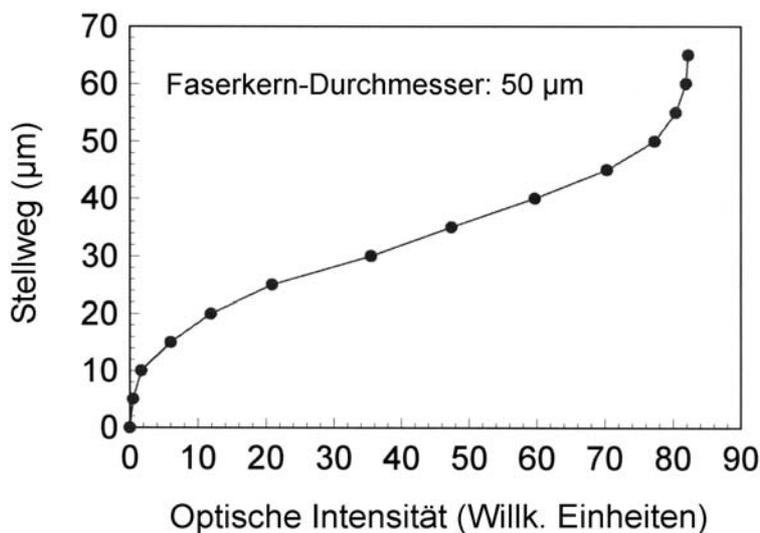


Abb. 6.22: Stellweg des Strahlunterbechers als Funktion der Intensität des Transmissionssignals.

6.5.2 Mikrooptischer Schalter mit beweglicher Glasfaser

Eine andere Möglichkeit zur Realisierung eines mikrooptischen Schalters besteht in der aktiven Bewegung der Glasfasern relativ zueinander, siehe z.B. [287,288]. In diesem Fall sind kurze optische Wegstrecken zwischen den Glasfasern möglich, die mit geringen Einkoppelverlusten verbunden sind. Allerdings ist zur Verstellung der Glasfasern eine relativ große mechanische Arbeit zu verrichten.

Das Funktionsprinzip eines 1 x 2 - Schalters mit einem Eingangskanal und zwei Ausgangskanälen ist in Abb. 6.23 dargestellt. In diesem Fall wird ein FGL-Linearaktor mit einem Translationsmechanismus zur lateralen Verstellung einer Eingangs-Glasfaser verbunden. Der Translationsmechanismus besteht aus einer beweglichen Plattform, die an vier Biegebalken aufgehängt ist und von diesen parallel geführt wird. Die bewegliche Plattform ist mit einer Eingangs-Glasfaser fest verbunden. Durch lineare Verschiebung der Plattform senkrecht zur optischen Achse wird die Eingangs-Glasfaser relativ zu zwei Ausgangs-Glasfasern positioniert. Bei kleinem Abstand zwischen Eingangs- und Ausgangs-Glasfaser und hinreichendem Abstand der Ausgangs-Glasfasern kann der optische Strahlengang so mit geringen Verlusten in zwei getrennte Richtungen geleitet werden.

Die Genauigkeit dieser Anordnung hängt von der Positioniergenauigkeit der beweglichen Glasfaser relativ zu den feststehenden Glasfasern ab. Darüber hinaus sind der Abstand und die kollineare Führung der Glasfasern von Bedeutung. Zur Optimierung der lateralen Positioniergenauigkeit in Bewegungsrichtung des Aktors werden Anschläge vorgesehen, die den Stellweg der Eingangs-Glasfaser begrenzen. Die Höhe der Ausgangs-Glasfasern wird mit Hilfe von vertikalen V-förmigen Fasergruben eingestellt, die gleichzeitig eine kollineare Führung ermöglichen. Da die Eingangs-Glasfaser frei endet und dadurch etwas gebogen ist, wird ihr Ende bei der Positionierung an die V-Grube gedrückt.

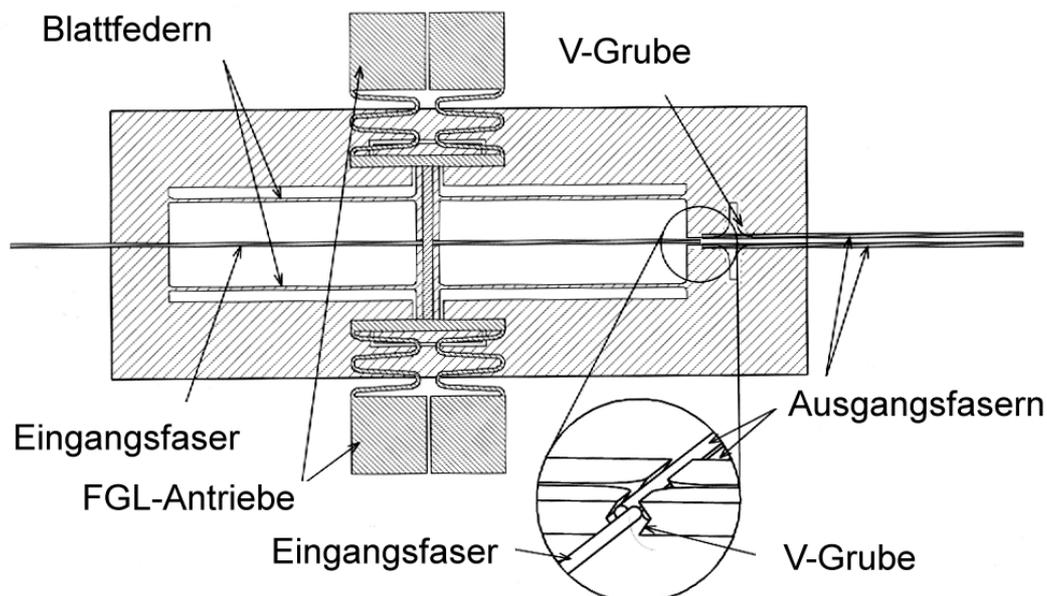


Abb. 6.23: Aufbau und Funktion des mikrooptischen Schalters mit beweglicher Glasfaser [276].

6.5.2.1 Anforderungen an den FGL-Linearaktor

Aus Anwendersicht erscheint ein Schalterdesign mit maximaler Bauhöhe von 2 mm besonders interessant. Der Aktor sollte daher möglichst flach sein. Die laterale Baugröße sollte im Bereich einiger Millimeter liegen. Um optisches Übersprechen zu vermeiden wird der Abstand der Ausgangs-Glasfasern auf 200 μm eingestellt. Zur Einhaltung einer Mindeststeifigkeit der beweglichen Plattform wird eine Federkonstante der vier Biegebalken von ca. 150 N/m vorgesehen. Aus diesen Vorgaben ergeben sich folgende Anforderungen an den FGL-Linearaktor [289]:

- Baugröße: $< 10 \times 10 \times 0,5 \text{ mm}^3$
- Kraft: $F > 15 \text{ mN}$ in beide Richtungen
- Stellweg: $s > 100 \mu\text{m}$ in beide Richtungen

Hinsichtlich der Schaltzeit gibt es keine harten Randbedingungen. Eine Schaltzeit in der Größenordnung von 1 s ist jedoch wünschenswert. Da der optische Schalter nur zwei Stellungen einnehmen soll, spielt der Hystereseverlauf der Stellweg-Kennlinien keine Rolle.

Die genannten Anforderungen werden von den Aktorvarianten 2 und 4 erfüllt. Aktorvariante 1 zeigt einen zu geringen Aktorhub, siehe Tabelle 6.4. Darüber hinaus zeigen Aktorvariante 1 und 3 zu lange Schaltzeiten deutlich oberhalb 1 s. Prinzipiell kann sowohl ein passiver als auch ein aktiver Rückstellmechanismus verwendet werden. Da jedoch zwei gleichberechtigte Stellungen realisiert werden sollen, erscheint ein antagonistischer Rückstellmechanismus mit richtungsunabhängigem Schaltverhalten geeigneter. Aus diesem Grund wird Aktorvariante 4 ausgewählt.

6.5.2.2 Herstellung

Die passiven Elemente des optischen Schalters (feststehende Faserführungsschächte, Blattfedern und bewegliche Plattform) werden in Siliziumtechnik gefertigt. Die Antriebe des FGL-Linearaktors werden in diesem Fall zunächst getrennt hergestellt und nachfolgend in das System integriert. Der Herstellungsablauf ist in Abb. 6.24 skizziert.

- (1) Zunächst wird ein 300 μm dicker Siliziumwafer durch reaktives Ionenätzen strukturiert, um ein Fixierloch, ein Führungsloch und ein Durchgangloch für die Gruben der feststehenden Ausgangs-Glasfasern herzustellen. Darüber hinaus wird eine Grube für die bewegliche Eingangs-Glasfaser auf eine Tiefe von 213 μm geätzt.
- (2) Die Seitenwände des Durchganglochs werden anisotrop geätzt, um vertikale V-Gruben für die Ausgangs-Glasfasern herzustellen.
- (3) Nachfolgend werden die Blattfedern, die bewegliche Plattform und die Anschläge am Ende der beweglichen Plattform strukturiert.

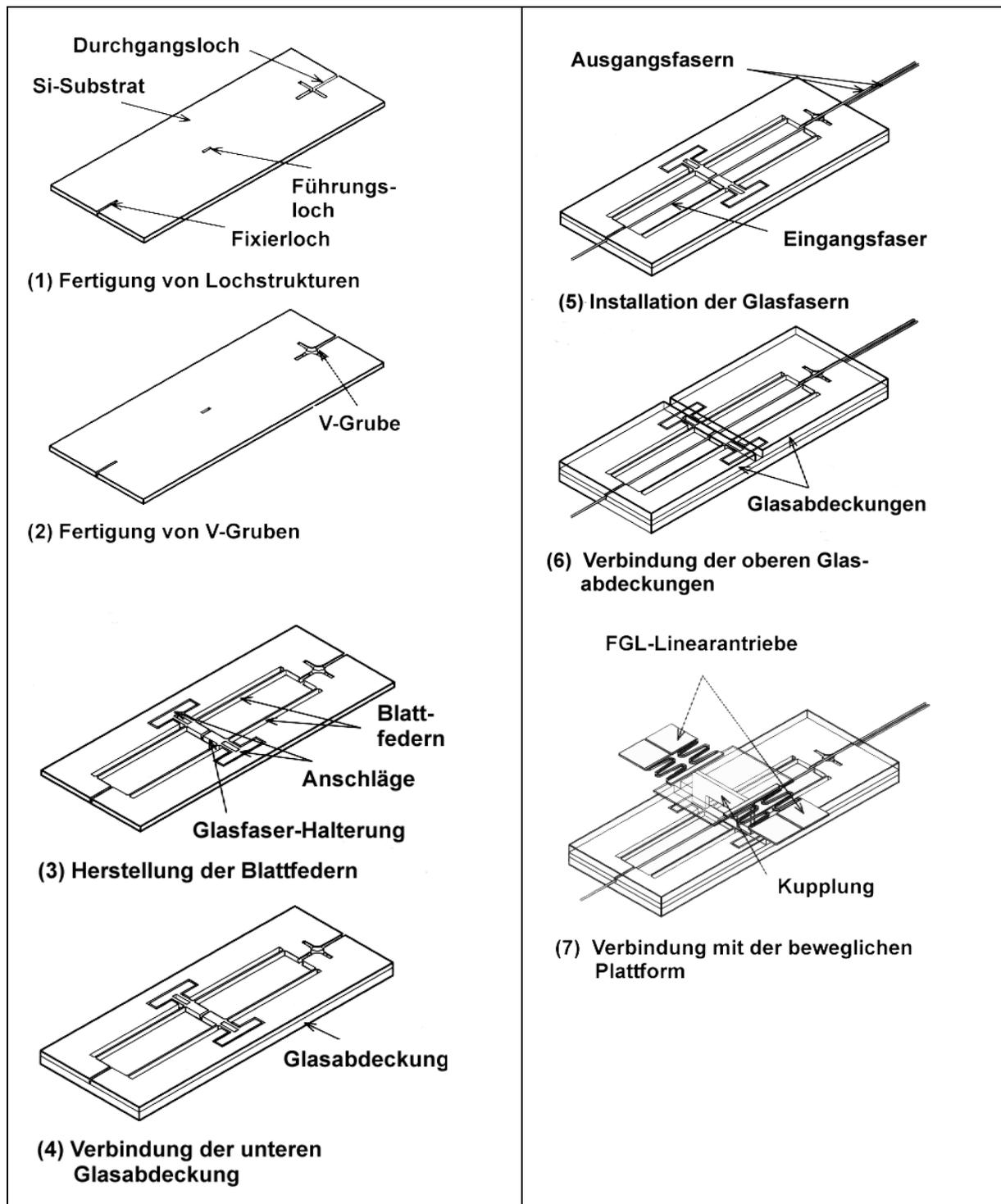


Abb. 6.24: Herstellung des mikrooptischen Schalters mit beweglicher Glasfaser [276].

- (4) Ein Glas-Plättchen wird von unten an das Substrat gebondet.
- (5) Die Eingangs- und Ausgangsfasern werden in die V-Gruben eingesetzt und durch Kleben fixiert.
- (6) Danach wird auch die Oberseite des Substrats mit Glas-Plättchen abgedeckt.

(7) Die FGL-Antriebe werden durch Laserschneiden aus einem 100 μm dicken NiTi-Blech gefertigt und nach Vorauslenkung mit der beweglichen Plattform klebend verbunden.

Abb. 6.25 zeigt eine REM-Aufnahme des Translationsmechanismus. Die Abmessungen betragen $7 \times 18 \times 0,3 \text{ mm}^3$. In der Detailaufnahme ist das Ende eines der Silizium-Blattfedern zu sehen, an denen der Translationsmechanismus aufgehängt ist. Die minimale Breite der Federn beträgt $85 \mu\text{m}$. Die Federkonstante wird zu 156 N/m bestimmt.

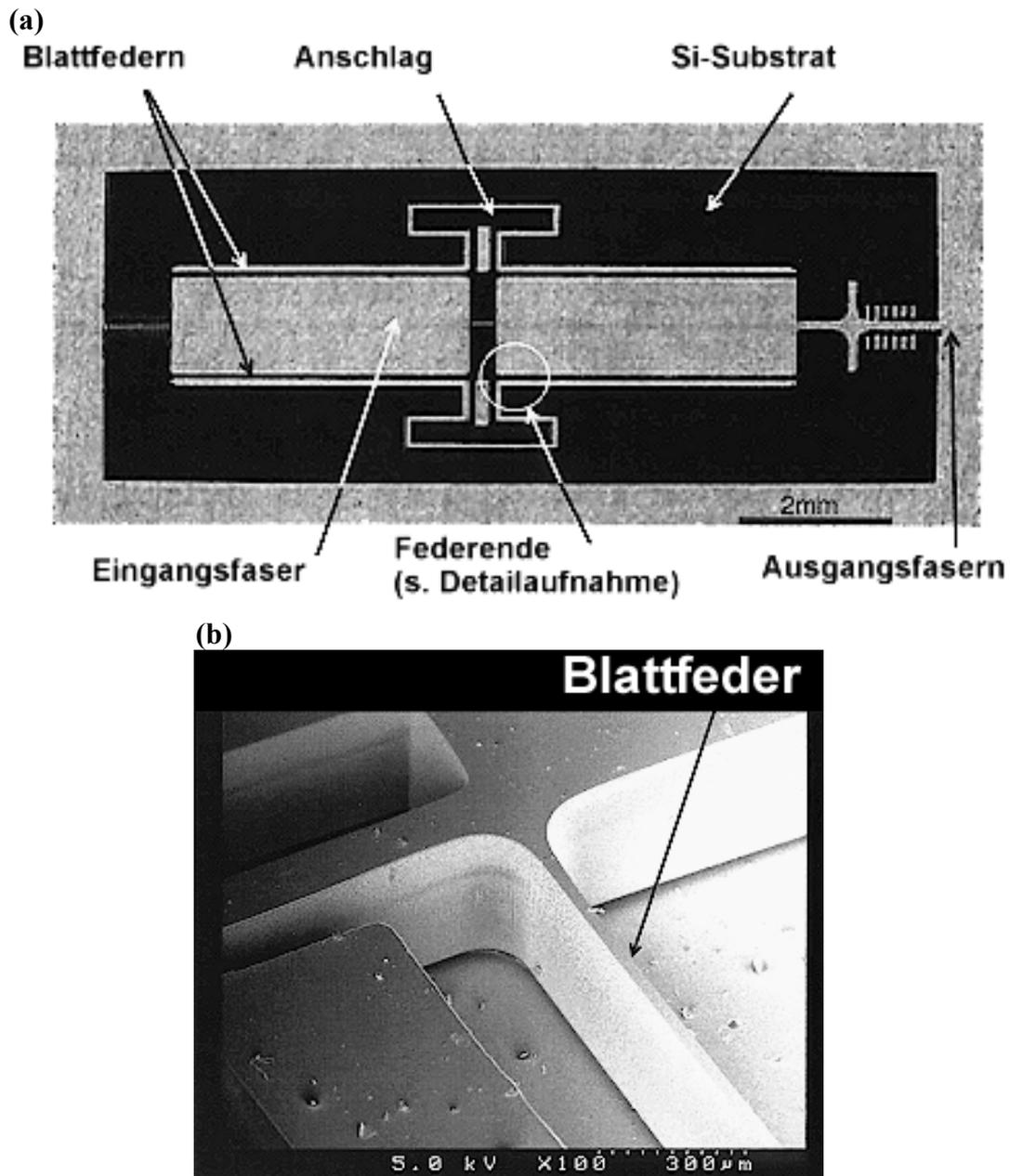


Abb. 6.25: (a) Translationsmechanismus, (b) Detailaufnahme von (a) [276].

Der vollständig montierte Schalter ist in Abb. 6.26 gezeigt. Die lateralen Abmessungen betragen ca. $13 \times 18 \text{ mm}^2$. Die Dicke des Bauelements liegt mit 1,3 mm deutlich unterhalb der angestrebten Abmessung von 2 mm.

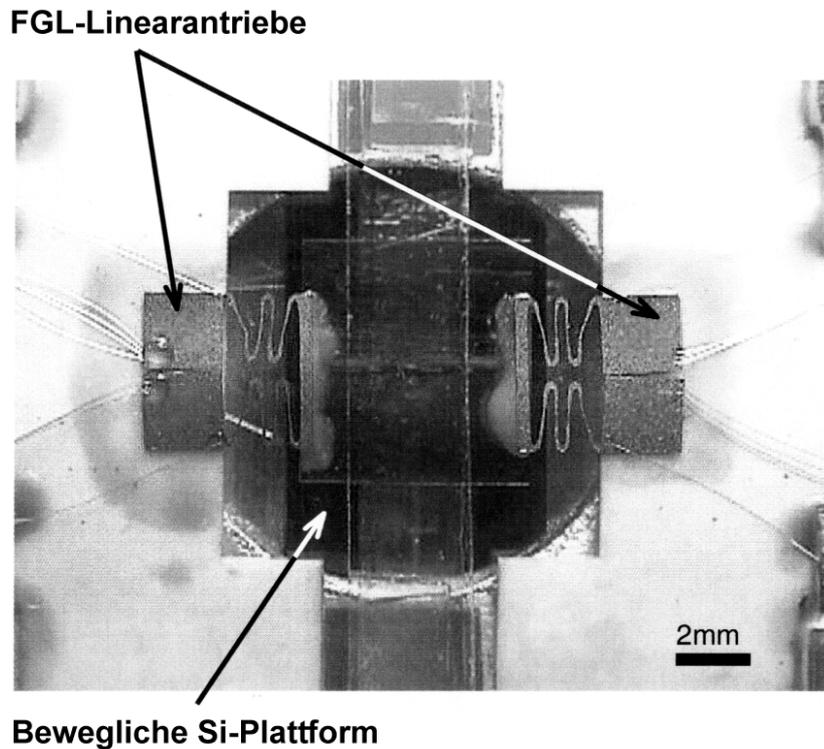


Abb. 6.26: Funktionsmuster eines mikrooptischen Schalters mit beweglicher Glasfaser [276].

6.5.2.3 Funktionseigenschaften

Aufgrund des geringen Abstands der Glasfaser-Stirnflächen von ca. $100 \mu\text{m}$ liegen die Einkoppelverluste ohne Anpassung des Brechungsindex bei 1,2 dB. Die Übersprechdämpfung ist größer als 60 dB.

Zur Messung des optischen Schaltverhaltens wird das Licht eines HeNe-Lasers in die Eingangsfaser eingekoppelt. Die FGL-Antriebe werden alternierend mit rechteckigen Strompulsen angesteuert. Dabei beträgt der maximale Strom 200 mA. Die resultierenden Signale der beiden Ausgangs-Glasfasern werden zeitaufgelöst mit Hilfe von Photosensoren aufgezeichnet.

Abb. 6.27 zeigt typische Intensitätsverläufe. Die Schaltzeit ergibt sich aus dem Zeitintervall zwischen dem Beginn eines Stromsignals I_i und dem Zeitpunkt, bei dem maximale Transmission I_i erreicht wird. Bei alternierendem Betrieb wird diese Zeit von der Abkühlzeit des Antagonisten bestimmt. Daher beträgt die maximale Schaltzeit 1,5 s. Die zeitliche Variation des Stromsignals folgt bei spannungskontrollierter Ansteuerung aus der zeitlichen Änderung des Widerstands während der Erwärmung. Nach ca. 250 ms wird ein stationärer

Verlauf des Stroms beobachtet. Diese Zeitdauer entspricht der Heizzeit des angesteuerten Antriebs. Die zeitlichen Änderungen der maximalen Lichtintensität sind auf geringe Justierfehler der Glasfasern bei mechanischem Kontakt zu den Anschlängen zurückzuführen.

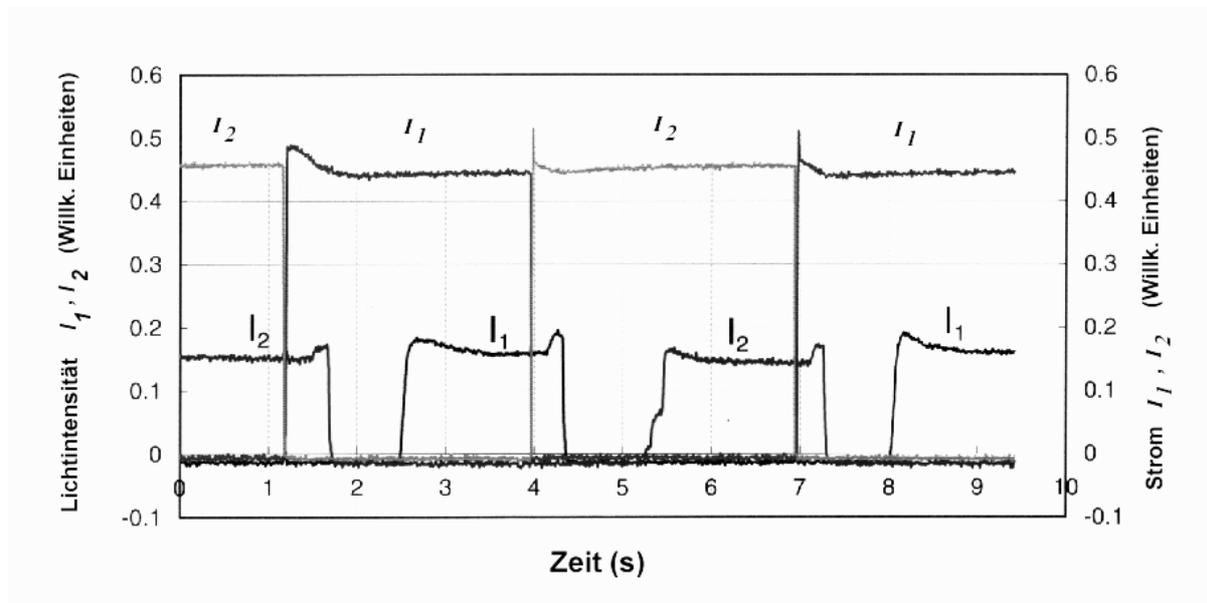


Abb. 6.27: Zeitaufgelöster Verlauf der Lichtintensitäten I_1 und I_2 in den Ausgangsglasfasern 1 und 2 bei alternierender Ansteuerung mit den Strömen I_1 und I_2 [276].

6.5.3 Zusammenfassende Bewertung

Mikrooptische Schalter werden zum einen durch Verstellung eines Strahlunterbrechers im Strahlengang zwischen zwei stationären Glasfasern, zum anderen durch aktive Bewegung einer Eingangs-Glasfaser relativ zu zwei stationären Ausgangsglasfasern realisiert. In Tabelle 6.11 sind die wichtigsten Spezifikationen der optischen Schalter zusammengestellt, aus denen die Vor- und Nachteile der beiden Schalterkonzepte hervorgehen.

Bei optischen Schaltern mit beweglichem Strahlunterbrecher sind die Anforderungen hinsichtlich Aktorhub und Stellkraft relativ gering, so daß die spezifischen Vorteile der FGL-Linearaktoren nicht genutzt werden. Aus der Literatur sind bereits mehrere alternative Lösungen bekannt, die auf anderen Aktorprinzipien basieren und die Anforderungen ebenfalls erfüllen. Hinsichtlich der dynamischen Eigenschaften schneiden konkurrierende Mikroschalter in den meisten Fällen besser ab [103,285,286].

Die Anforderungen an optische Schalter mit beweglicher Multimode-Glasfasern sind dagegen hinsichtlich Kraft und Stellweg relativ hoch. Hier lassen sich mit FGL-Linearaktoren kompakte Lösungen finden, die mit anderen Aktorprinzipien nur schwer realisierbar sind.

	Optischer Schalter mit beweglichem Strahlunterbrecher	Optischer Schalter mit beweglicher Glasfaser
Baugröße	12 x 18 x 4 mm ³	13 x 18 x 1,3 mm ³
Aktorhub	70 µm	300 µm
Stellkraft	25 mN	100 mN
Maximaler Strombedarf	200 mA	200 mA
Maximale Frequenz	1 Hz	1 Hz
Minimale Schaltzeit (200 mA, Einmal-Betrieb)	100 ms	250 ms
Einkoppelverluste (ohne Strahlunterbrechung)	3 dB	1,2 dB
Übersprechdämpfung	-	> 60 dB

Tabelle 6.11: Spezifikationen der mikrooptischen Schalter

Aufgrund langer Wärmeübergangszeiten beim Kühlen der FGL-Antriebe sind nur relativ geringe Frequenzen in der Größenordnung von 1 Hz möglich. Bei einmaligen Schaltvorgängen mit Schaltpausen größer als die Abkühlzeiten der FGL-Antriebe, werden die Schaltzeiten jedoch nur durch die wesentlich kürzeren Heizzeiten bestimmt.

Das Konzept, mikrooptische Funktionselemente zwischen stationären Glasfasern einzusetzen, ist mit dem prinzipiellen Nachteil relativ hoher Einkoppelverluste verbunden. Für Anwendungen mit hohen Anforderungen hinsichtlich des Transmissionsverhaltens sind daher alternative Lösungen zu entwickeln. Eine Lösung besteht in der aktiven Bewegung einer Eingangs-Glasfaser relativ zu mehreren Ausgangs-Glasfasern. Die hier vorgestellten mikrooptischen FGL-Schalter erreichen auf diese Weise ohne Anpassung des Brechungsindex geringe Einkoppelverluste in der Größenordnung von 1 dB.

6.6 Mikrogreifer

Die zunehmende Integration mechanischer, optischer oder fluidischer Funktionen auf einem Chip oder Substrat ist mit einer Vielfalt an Materialien und Geometrien verbunden, die sich mit rein monolithischen Verfahren nicht mehr realisieren läßt. Wie am Beispiel der Herstellung von FGL-Mikroventilen in Kapitel 5.2.2.3 diskutiert, bietet allein die Hybridintegration die erforderliche Flexibilität bei der Wahl der Herstellungsparameter, ohne die Funktionalität anderer Systemkomponenten zu beeinträchtigen. Der Übergang von mikroelektronischen Systemen zu multifunktionalen Mikrosystemen erfordert daher in

verstärktem Maße Herstellungsverfahren, bei der die Hybridintegration eine zentrale Rolle einnimmt.

Für die Hybridintegration von Mikrobauteilen und –komponenten sind neuartige Handhabungs- und Montagetechniken erforderlich. Beispielsweise müssen Mikrolinsen oder -spiegel auf einem optischen Chip genau zum Strahlengang positioniert und nachfolgend fixiert werden. Vergleichbare Aufgabenstellungen ergeben sich bei der Hybridintegration mikromechanischer oder mikrofluidischer Komponenten. Hier zeichnet sich ein großer Bedarf ab, der bereits zu zahlreichen Forschungs- und Entwicklungsarbeiten geführt hat. Entsprechend breit gefächert sind bisherige Lösungsansätze auf dem Gebiet der Entwicklung von Mikrogreifern, siehe z.B. [244, 290-297].

Zur Handhabung kleiner Objekte werden derzeit in der Halbleiterindustrie Sauggreifer eingesetzt, die eine temporäre Haftung des Greifobjekts durch Unterdruck bewirken. Dieses Prinzip ist jedoch zum Einsatz in Reinräumen, Vakuumkammern oder zur Handhabung empfindlicher Mikroobjekte mit dreidimensionaler Gestalt nicht geeignet. Die größte Flexibilität besitzen mechanische Greifmethoden auf der Basis von zwei oder mehreren Fingern. Makroskopische mechanische Greifer lassen sich jedoch nicht einfach auf Mikrodimensionen übertragen. Dies liegt zum einen am Skalierungsverhalten makroskopischer Systemeigenschaften bei der Miniaturisierung, siehe Kapitel 2.1, zum anderen erfordert die Herstellung herunterskalierter Systeme selbst den Einsatz von Mikrohandhabungssystemen. Aus diesen Gründen sind neuartige Greifprinzipien zu entwickeln, die sich mit mikrotechnischen Verfahren realisieren lassen. Nachfolgend wird auf die Entwicklung eines mechanischen FGL-Mikrogreifers aus einem FGL-Linearantrieb und einem FGL-Antagonisten eingegangen.

6.6.1 Anforderungen an einen mechanischen FGL-Mikrogreifer

Typische Komponenten in der Mikromechanik, -fluidik und -optik besitzen Abmessungen zwischen 20 μm (z.B. Drähte) und 1000 μm (z.B. Kugellinsen). Hinsichtlich der Geometrie und Materialzusammensetzung gibt es große Unterschiede. Um ein möglichst breites Anwendungsfeld zu erschließen, sind flexible Lösungen zu entwickeln. Hierbei müssen folgende Kriterien berücksichtigt werden:

- (1) Sichere Funktionserfüllung beim Greifen und Lösen: Durch Anpassung der Greiferklauen an Gestalt und Material des Greifobjekts ist eine sichere Handhabung möglich. Beim Ablegen sind Adhäsionskräfte $F_{Adhäsion}$ zu beherrschen, die bei kleinerer Gewichtskraft des Greifobjekts $F_G < F_{Adhäsion}$ Probleme verursachen.
- (2) Gewährleistung einer geringen Bauteilebelastung: Bei abnehmender Greiffläche sind entsprechend geringere Greifkräfte notwendig, um kritische mechanische Spannungen beim Greifen nicht zu überschreiten. Gegebenenfalls müssen die Greifkräfte gesteuert

oder geregelt werden. Die Greifkräfte sollten auf mehrere Angriffspunkte verteilt werden. Bei Verwendung thermischer Aktoren ist darüber hinaus eine thermische Überlastung des Greifobjekts auszuschließen.

- (3) Sicherung der Relativlage des Greifobjekts: Auch unter Einwirkung externer Kräfte während der Montage ist eine definierte Position und Orientierung des Greifobjekts einzuhalten.
- (4) Sicherung der Ablagegenauigkeit: Typische Endlagetoleranzen in der Mikrooptik liegen unterhalb 1 μm . Dies kann durch Maßnahmen zur Objektzentrierung oder durch eine Lagesensorik erreicht werden.
- (5) Systemkompatibilität: Je nach Anwendungsbereich sollte der Greifer bestimmte Anforderungen hinsichtlich Baugröße, Reinraumtauglichkeit, Vakuumtauglichkeit, Kompatibilität mechanischer und elektrischer Schnittstellen, etc. erfüllen. Falls nach dem Ablegen ein Fügevorgang (z.B. Kleben, Löten, Bonden) stattfindet, sollte das Greiferkonzept an die Füge-technologie angepaßt sein.

Wie in Abb. 6.28 schematisch dargestellt, bestehen mechanische Greifer im allgemeinen aus einem Antriebs- und einem mechanischen Getriebe, das mit Greiferbacken verbunden ist. Mit Hilfe des Getriebes wird die Antriebsbewegung in eine Greifbewegung umgesetzt. Im vorliegenden Fall ist das Getriebeschema eines Scherengreifers gezeigt, bei dem die Greiferbacken mit Hilfe von Gelenken eine rotatorische Bewegung vollführen. Durch Modifikation des Getriebes lassen sich auch Parallelgreifer realisieren, die eine höhere Anzahl an Gelenken besitzen [291].

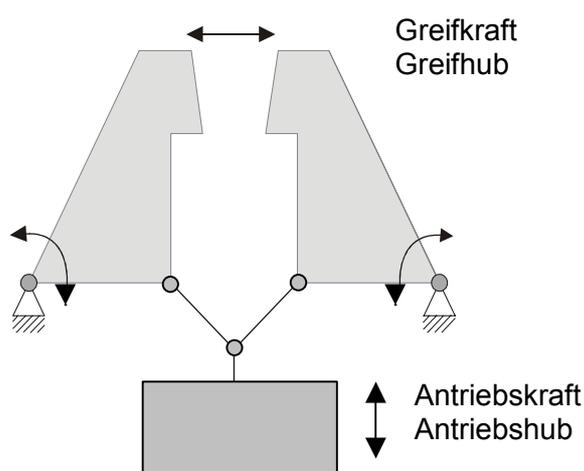


Abb. 6.28: Schema eines mechanischen Greifers. Die Gelenke des Getriebes sind als Kreise dargestellt.

Die Anforderungen an die Baugröße bestimmen das Greiferkonzept in besonderem Maße. Geringe Abmessungen der Greifobjekte legen den Einsatz kompakter Greifer nahe, um die Kriterien (1)-(5) erfüllen zu können. Geht man von einer Baugröße von wenigen Millimetern aus, so scheiden sowohl alle konventionellen Getriebe aus Drehgelenken, Lagern und Hebeln, als auch verfügbare hydraulische oder pneumatische Antriebe aus. Geeignete mikrotechnische Lösungen weisen folgende Merkmale auf:

- Einfacher Aufbau: Je geringer die Komplexität, um so größer ist die Miniaturisierbarkeit.
- Getriebe aus Festkörpergelenken: Festkörpergelenke lassen sich leicht miniaturisieren und erlauben reibungsfreie Bewegungen.
- Festkörperaktoren als Antriebe: Festkörperaktoren zeigen ein günstiges Skalierungsverhalten bei Miniaturisierung und erlauben besonders einfache Konstruktionen. Darüber hinaus sind sie abriebfrei und daher ohne besondere Maßnahmen im Reinraum verwendbar.

Diese Merkmale werden von FGL-Aktoren erfüllt. Es bietet sich daher an, das in Abb. 6.28 dargestellte Schema als FGL-Aktor auszuführen. Das Getriebe und die Greiferbacken können jeweils als FGL-Festkörpergelenke und als FGL-Backen ausgelegt werden. Als Antriebselement kommt ein FGL-Linearantrieb infrage. Die Umsetzung dieser Idee führt zu einem vollständig monolithisch aufgebauten Greifer, der aus einem Material in einem einzigen Fertigungsschritt hergestellt werden kann.

Da die Vorteile von FGL-Mikroaktoren insbesondere bei sehr kleinen Abmessungen von wenigen Millimetern zum Tragen kommen, werden bei der Entwicklung der FGL-Mikrogreifer folgende Spezifikationen angestrebt:

- Baugröße: wenige Millimeter
- Potential für weitere Miniaturisierung
- Minimale Greifkraft: 10 mN
- Minimaler Greifhub: 200 μm
- Positionierbarkeit (optional)

Eine hohe Dynamik ist zum sanften Greifen eher unerwünscht. Insofern eignen sich FGL-Mikroaktoren mit weichen Bewegungen und typischen Schaltzeiten zwischen 10 und 1000 ms.

6.6.2 Design

Beim Greiferdesign wird vom Getriebeschema des in Abb. 6.28 dargestellten Scherengreifers ausgegangen, da dieses einen sehr einfachen Aufbau besitzt. Das Festkörpergelenk zwischen Aufhängung und Greiferklaue kann im einfachsten Fall, wie in Abb. 6.29 (a) gezeigt, als

gerader Biegebalken ausgelegt werden. Geht man von einer minimalen Stegbreite von $50\ \mu\text{m}$, einer Auslenkung von $200\ \mu\text{m}$ und einer maximalen Dehnung von $1,5\%$ aus, so kann die Balkenlänge mit einem elastischen Biegebalkenmodell zu ca. $1\ \text{mm}$ abgeschätzt werden. Eine kompaktere Bauweise wird durch kreisförmige Gestaltung des Biegebalkens erreicht, siehe Abb. 6.29 (b). Diese Gestalt besitzt den zusätzlichen Vorteil, daß externe Greifkräfte an den Greiferklauen Drehmomente parallel zur Richtung des Biegebalkens verursachen und dadurch keine Verformungen senkrecht zur Balkenrichtung hervorrufen.

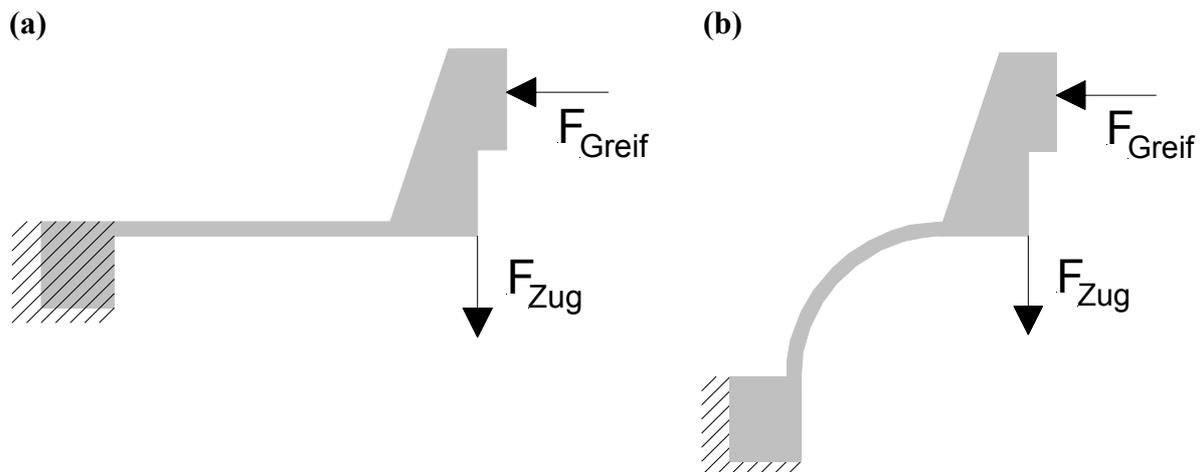


Abb. 6.29: Festkörpergelenk zwischen Aufhängung und Greiferklaue. (a) als gerader und (b) als kreisförmiger Biegebalken.

Die Festkörpergelenke zwischen Greiferklaue und Linearaktor müssen einerseits den horizontalen Versatz bei der kreisförmigen Bewegung der Greiferklauen ausgleichen, andererseits dienen sie zur Krafteinleitung der Antriebskraft. Beide Funktionen können ebenfalls durch kreisförmig verlaufende Biegebalken bewerkstelligt werden, ohne unerwünschte Verformungen während der Bewegung zu verursachen. Mechanische FEM-Simulationen zeigen, daß bei einer minimalen Stegbreite von $50\ \mu\text{m}$ ebenfalls eine Mindestlänge des Biegebalkens in der Größenordnung $1\ \text{mm}$ einzuhalten ist, um unter einer maximalen Dehnung von $1,5\ \%$ zu bleiben [275].

Die aus diesen Überlegungen resultierende Geometrie ist in Abb. 6.30 dargestellt. Bei Vorgabe einer maximalen lateralen Abmessung senkrecht zur Antriebsrichtung von $2\ \text{mm}$ können maximale Rundungsradien R von $0,48\ \text{mm}$ realisiert werden. Die Längen der Biegebalken l_1 und l_2 sind in diesem Fall $0,8$ und $0,9\ \text{mm}$.

Das hier vorgestellte Getriebe vereinigt mehrere passive und aktive Funktionen in sich auf engstem Raum:

- Mechanische Stützfunktion
- Funktion der Umsetzung der Antriebsbewegung in eine Greifbewegung

- Aktive Stellfunktion

Das Getriebe funktioniert insofern als ein Getriebeantrieb mit extrem kompakten Abmessungen. Die Kraft des Getriebeantriebs wirkt in entgegengesetzter Richtung zur Stellkraft des Linearantriebs, so daß beide Antriebe ein antagonistisches Paar bilden.

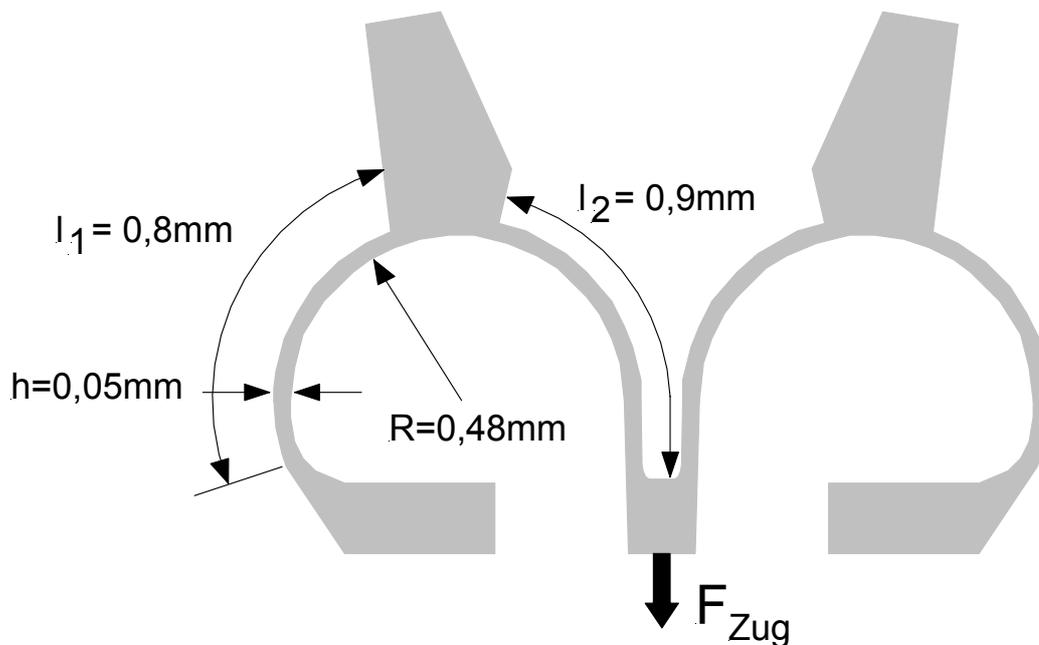


Abb. 6.30: Geometrie des FGL-Getriebeantriebs, bestehend aus jeweils zwei Festkörpergelenken der Dicke h und der Länge l_1 und l_2 . R gibt den Rundungsradius der Festkörpergelenke an.

Aus mechanischen FEM-Simulationen folgt, daß die in Abb. 6.30 gezeigte Geometrie bei Belastung mit einer Kraft F_{Zug} einen inhomogenen Verlauf der Randspannung zeigt. Dadurch wird der Formgedächtniseffekt bei Rückstellung nicht optimal genutzt. Um die mechanischen Optimierungskriterien (O1) – (O3) einzuhalten, wird eine Spannungsoptimierung mit einem modifizierten CAO-Verfahren durchgeführt. Als Optimierungsparameter wird in diesem Fall die Dicke der Festkörpergelenke h verwendet. Dabei wird von einer Grenzspannung σ_{limit} von 90 MPa im austenitischen Zustand ausgegangen.

Der FGL-Mikrogreifer wird nun aus dem optimierten FGL-Getriebeantrieb mit Greiferklauen und einem FGL-Linearantrieb mit angepaßtem Kraft-Weg-Verhalten aufgebaut. Dadurch ergibt sich die in Abb. 6.31 gezeigte Gesamtstruktur. Bei der Optimierung der Gesamtstruktur wird neben der Grenzspannung als weiteres Kriterium das Verhältnis von Grenzspannung zum Stellweg in Antriebsrichtung S_1 betrachtet, um zusätzlich zur mechanischen Spannung das Übersetzungsverhältnis des Getriebeantriebs zu optimieren. Im Bereich der Aufhängung des FGL-Getriebeantriebs verbreitert sich die Dicke h während der Optimierung von anfänglich 50 μm bis auf 108 μm . Beim FGL-Linearantrieb genügen drei Faltungen zur

Erzeugung der angestrebten Kräfte und Stellwege. Die optimale Stegbreite variiert hier zwischen 50 und 114 μm .

Wie bei den Linearaktoren ist zum Betrieb des Mikrogreifers eine definierte Vorauslenkung von Getriebe- und Linearantrieb erforderlich. In der hier gezeigten Simulation wurde der Getriebeantrieb relativ zum Linearantrieb um 150 μm vorausgelenkt. Abb. 6.31 (a) zeigt den Mikrogreifer in geöffnetem Zustand. Dieser Zustand wird eingenommen, wenn der Getriebeantrieb sich im austenitischen Zustand befindet, der Linearantrieb jedoch im R-Phasenzustand verbleibt. Durch Umkehr der Phasenzustände von Getriebe- und Linearantrieb schließen sich die Greiferklauen. Abb. 6.31 (b) zeigt den geschlossenen Zustand bei Anwesenheit eines Greifobjekts.

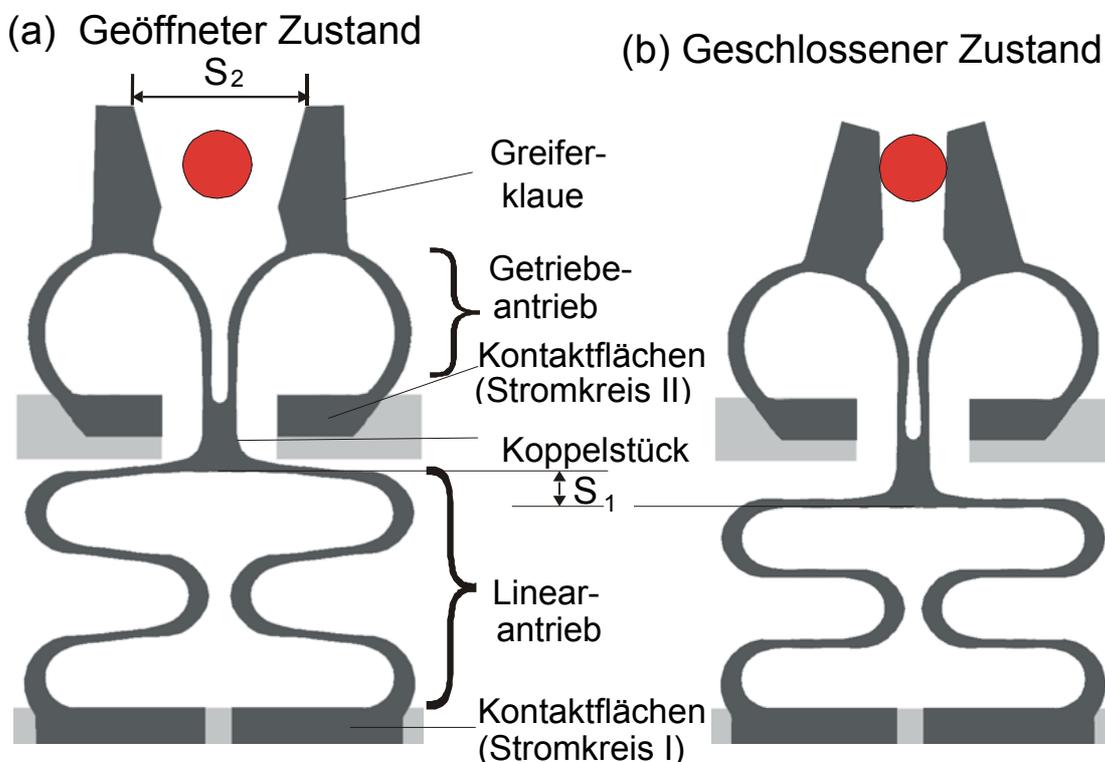


Abb. 6.31: Simulation der Bewegung eines spannungsoptimierten FGL-Mikrogreifers bestehend aus FGL-Getriebeantrieb, Greiferklauen und einem FGL-Linearantrieb [281].

Abb. 6.32 zeigt den simulierten Verlauf der von Mises - Spannung in der optimierten Greiferstruktur bei einer Vorauslenkung von 150 μm . Sowohl im geöffneten, als auch im geschlossenen Zustand liegen homogene Verläufe der Randspannung vor. Im geöffneten Zustand wird im FGL-Getriebeantrieb eine maximale von Mises - Spannung von 90 MPa erreicht. Diese Spannung sinkt im geschlossenen Zustand auf ca. 60 MPa. Die entsprechenden maximalen von Mises - Spannungen im Linearantrieb liegen bei niedrigeren Werten unterhalb

60 MPa solange an den Greiferklauen keine Last anliegt. Damit ist für eine ausreichende Kraftreserve beim Greifen gesorgt.

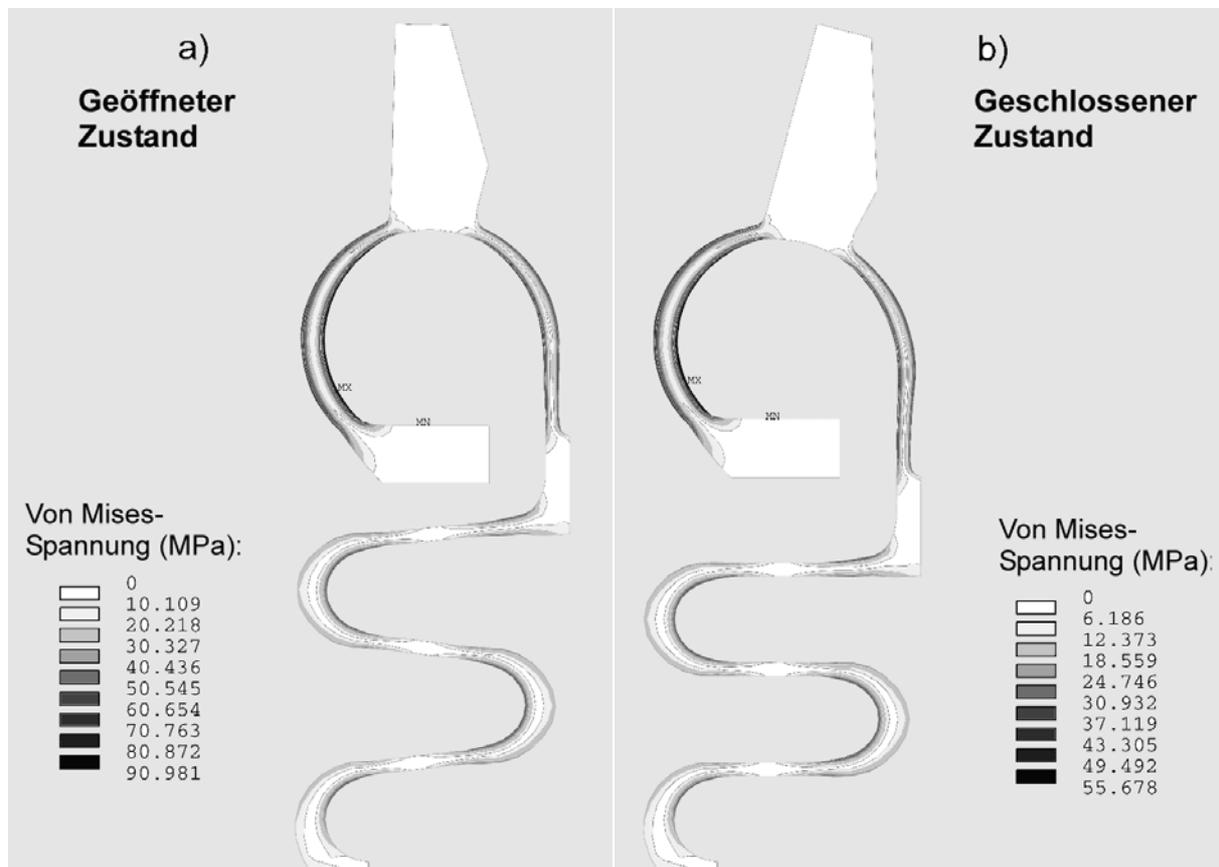


Abb. 6.32: Simulation der von Mises - Spannung in einem spannungsoptimierten FGL-Mikrogreifer bei einer Vorauslenkung von 150 μm im geöffneten und geschlossenen Zustand. Aus Symmetriegründen wurde nur eine Greiferhälfte betrachtet [281].

Zur Überprüfung der in Kapitel 4.3 diskutierten thermischen Optimierungskriterien (O4)-(O6) werden thermische Simulationen im stationären geöffneten und geschlossenen Zustand durchgeführt. Abb. 6.33 zeigt simulierte Temperaturprofile an der Oberseite eines FGL-Mikrogreifers der Strukturhöhe 100 μm . Der FGL-Getriebe- und FGL-Linearantrieb wurden dabei jeweils mit einer elektrischen Leistung von 22 mW beheizt.

Im geschlossenen Zustand wird im Linearantrieb eine maximale Temperatur von 95 $^{\circ}\text{C}$ erreicht. Im geöffneten Zustand wird der FGL-Getriebeantrieb auf maximal 85 $^{\circ}\text{C}$ erwärmt. Die nicht direkt beheizten Bereiche werden durch Wärmeleitung ebenfalls erwärmt. Das Koppelstück zwischen Getriebe- und Linearantrieb ist jedoch so dimensioniert, daß die Temperatur in den jeweiligen Antagonisten deutlich unterhalb der maximalen Temperatur

bleibt. Bei Einhaltung bestimmter Leistungsgrenzen kann so eine ausreichende thermische Trennung der aktiven Bereiche erzielt werden.

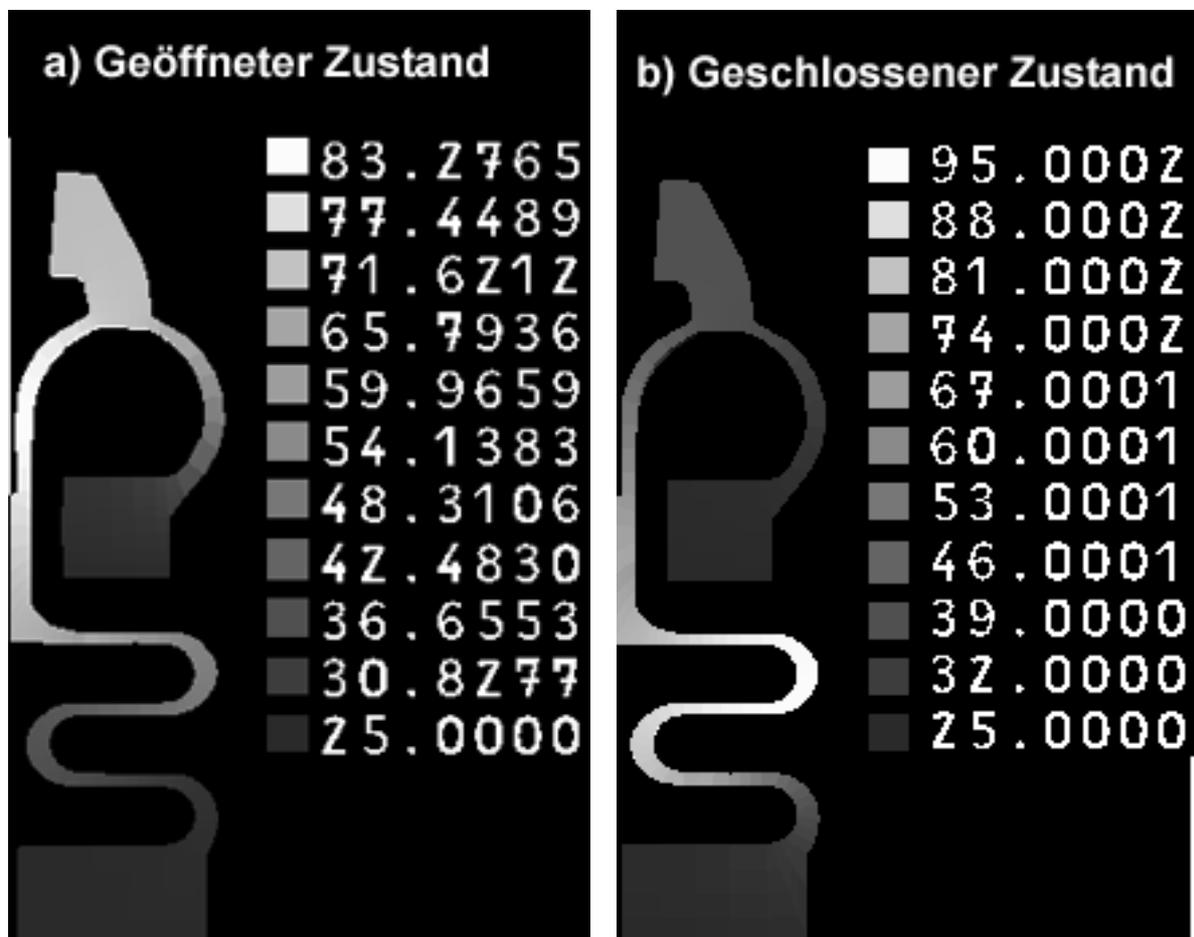


Abb. 6.33: Simulation der Temperaturverteilung in einem spannungsoptimierten FGL-Mikrogreifer im geöffneten und geschlossenen Zustand. Aus Symmetriegründen wurde nur eine Greiferhälfte betrachtet [275].

Die wichtigsten Designparameter der FGL-Mikrogreifer sind in Tabelle 6.13 zusammengestellt. Als Ausgangsmaterial wird, wie bei Linearaktoren der Varianten 1 und 3, eine binäre NiTi-Legierung verwendet. Die Strukturhöhe der FGL-Mikrogreifer verbleibt bei der Optimierung als freier Parameter, der zur Einstellung der Greifkraft verwendet werden kann. Dies wird zum Design zweier Mikrogreifer-Varianten für zwei verschiedene Kraftbereiche ausgenutzt.

	Varianten 1 und 2
Material	NiTi
Strukturhöhe	100 μm (1) und 230 μm (2)
Laterale Baugröße (mit Anschlußflächen)	2,1 x 3,9 mm^2
Minimale Dicke des FGL-Getriebeantriebs	55 μm
Maximale Dicke des FGL-Getriebeantriebs	108 μm
Anzahl der Faltungen im FGL-Linearantrieb	3
Minimale Stegbreite des FGL-Linearantriebs	50 μm
Maximale Stegbreite des FGL-Linearantriebs	114 μm

Tabelle 6.13: Designparameter der FGL-Mikrogreifer

6.6.3 Herstellung

Die Herstellung der FGL-Mikrogreifer erfolgt, wie bei den FGL-Linearaktoren der Varianten 3 und 4, in einem Schritt durch Laserschneiden aus einer FGL-Folie. Abb. 6.34 zeigt einen FGL-Mikrogreifer, der aus einer 100 μm dicken NiTi-Folie geschnitten wurde. Die hinteren Anschlußflächen sind aus herstellungstechnischen Gründen über einen Steg miteinander verbunden, der nach der Montage auf einem Substrat noch durchtrennt werden muß.

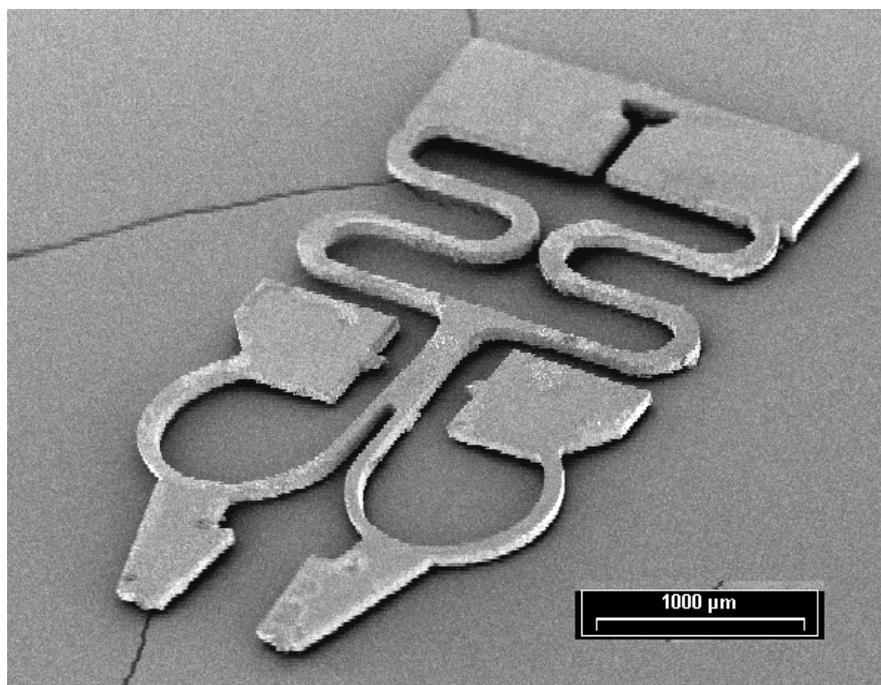


Abb. 6.34: FGL-Mikrogreifer der Variante 1 nach der Laser-Mikrostrukturierung.

Vor der Montage werden FGL-Getriebeantrieb und FGL-Linearantrieb relativ zueinander mit Hilfe eines Mikrometertisches vorausgelenkt. In diesem Zustand werden die Anschlußflächen dann durch Kapillarklebertechnik auf ein Keramiksubstrat integriert und nachfolgend durch

Wedge-Wedge-Bonden elektrisch kontaktiert. Abb. 6.35 zeigt einen fertig montierten FGL-Mikrogreifer. Das Substrat besitzt im Bereich der beweglichen Strukturen Vertiefungen, um eine reibungsfreie Bewegung zu ermöglichen.

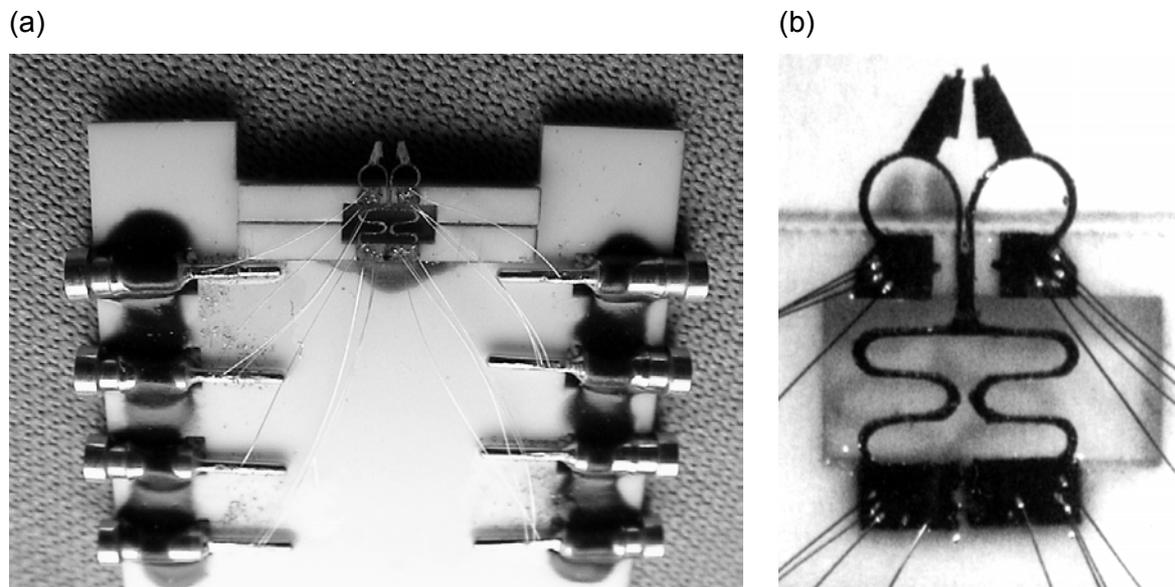


Abb. 6.35: Montierter FGL-Mikrogreifer der Variante 1. (a) Gesamtansicht mit elektrischen Anschlüssen (b) Detailansicht.

6.6.4 Funktionseigenschaften

Für ein genaues Verständnis der mechanischen und elektrischen Eigenschaften des FGL-Mikrogreifers werden Getriebe- und Linearantrieb zunächst separat hergestellt und untersucht. Zur Vermessung von Kraft-Weg-Kennlinien werden die Antriebe vertikal ausgerichtet, um kalibrierte Mikrogewichte im Bereich der Koppelstelle der Antriebe anbringen zu können. Das Verhalten der Antriebe wird sowohl im stationären Zustand als auch zeitaufgelöst untersucht.

Stationäres Verhalten

Abb. 6.36 zeigt Kennlinien des elektrischen Widerstands und des Stellwegs eines FGL-Linearantriebs mit $100\ \mu\text{m}$ Strukturhöhe. Die externe Last wird zwischen 26 und 42 mN variiert. Im austenitischen Zustand variiert die Auslenkung entsprechend zwischen ca. 14 und 28 μm . Bei Raumtemperatur betragen die maximalen Auslenkungen zwischen 70 und 110 μm . Aus diesen Werten lassen sich Federkonstanten bestimmen. Im austenitischen Zustand erhält man einen Wert von ca. 1700 N/m. Bei Raumtemperatur kann aufgrund der nichtlinearen Lastabhängigkeit nur eine Stellweg-abhängige effektive Federkonstante bestimmt werden. Bei maximalem Stellweg von 110 μm beträgt sie ca. 380 N/m.

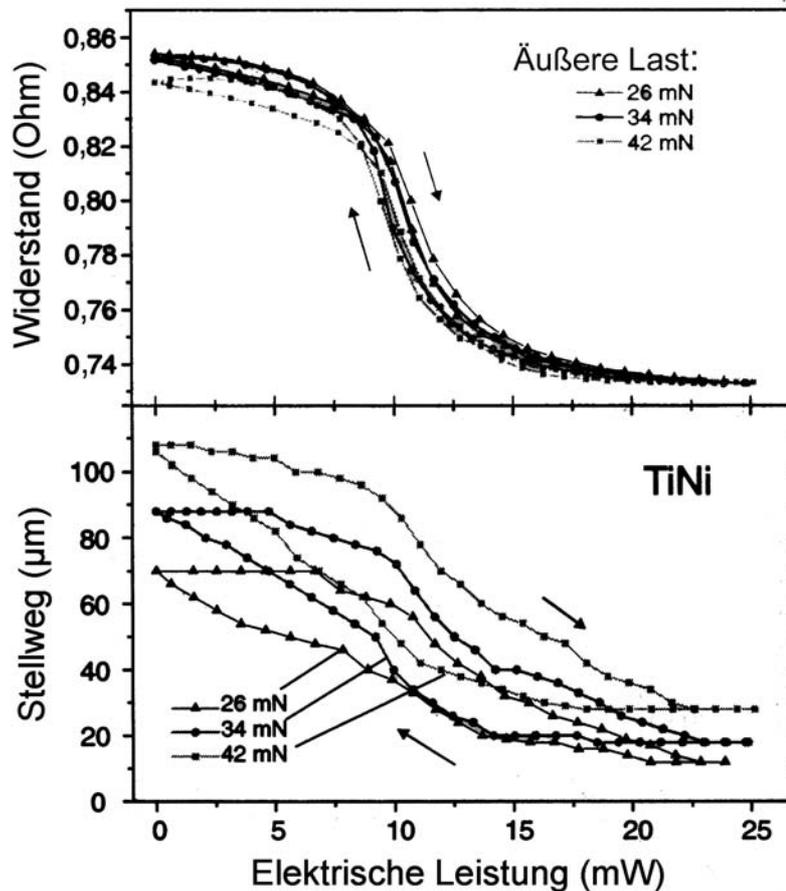


Abb. 6.36: Elektrischer Widerstand und Stellweg eines FGL-Linearantriebs mit 100 μm Strukturhöhe [281].

Der Widerstandsverlauf zeigt, wie bei den Linearaktoren der Varianten 1 und 3, die charakteristischen Merkmale einer R-Phasenumwandlung. Die erhöhte Hysteresebreite der Auslenkungs-Kennlinien wird durch SIM-Bildung hervorgerufen, die lokal in den Bereichen maximaler Randspannung auftritt. Diese Bereiche bestimmen im wesentlichen die Auslenkung, haben jedoch auf den Widerstandsverlauf nahezu keine Auswirkung. Der Leistungsverbrauch zur Verstellung des FGL-Linearantriebs liegt bei ca. 25 mW.

Typische Kennlinien des elektrischen Widerstands und des Greiferbacken-Hubs eines FGL-Getriebeantriebs mit 230 μm Strukturhöhe sind in Abb. 6.37 gezeigt. Der Angriffspunkt der Last liegt wieder im Bereich der Koppelstelle des Antriebs. Oberhalb einer externen Last von ca. 80 mN liegen im Raumtemperatur-Zustand vollständig geschlossene Greiferbacken vor. Bei dieser Last zeigen die Greiferbacken einen maximalen Hub von ca. 300 μm . Aus dem Verhältnis der Hübe von Linearantrieb und Greiferklauen S_1/S_2 folgt ein Übersetzungsverhältnis des Getriebes von ca. 2,3. Bei kleineren Lasten werden die

Greiferbacken nicht vollständig geschlossen. Bei größeren Lasten sinkt die maximale Auslenkung der Greiferbacken mit zunehmender Last, was mit einer Abnahme des Hubs verbunden ist. Aus dem Übersetzungsverhältnis des Getriebes von ca. 2,3 kann die Greifkraft zu 35 mN abgeschätzt werden.

Im Gegensatz zur Widerstands-Kennlinie zeigt die Auslenkungs-Kennlinie eine ausgeprägte Hysterese, die zum einen auf SIM-Bildung in den Bereichen maximaler Randspannung, zum anderen auf eine inhomogene Temperaturverteilung zurückzuführen ist. Wie nachfolgend gezeigt, werden insbesondere die Bereiche der Festkörpergelenke in der Nähe der elektrischen Zuleitungen durch Wärmeleitung stärker gekühlt als entferntere Bereiche, so daß ein erhöhter Leistungsbedarf zur vollständigen Phasenumwandlung erforderlich ist.

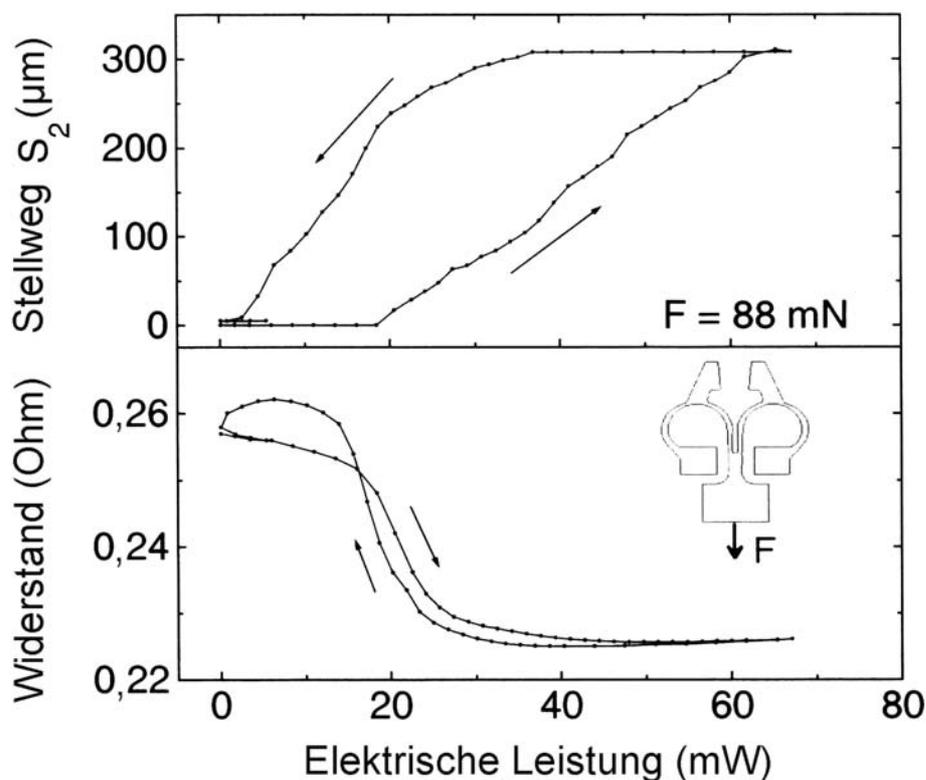


Abb. 6.37: Elektrischer Widerstand und Stellweg eines FGL-Getriebeantriebs mit 230 μm Strukturhöhe [279].

FGL-Mikrogreifer der Variante 1 mit 100 μm Strukturhöhe zeigen ähnliche Kennlinien. Zum vollständigen Schließen der Greiferbacken ist vom Linearantrieb eine Kraft von ca. 35 mN aufzubringen. Die Greifkraft beträgt in diesem Fall ca. 17 mN.

Die Federkonstanten von Getriebe- und Linearantrieb sind in Tabelle 6.14 für beide Mikrogreifer-Varianten zusammengestellt. Anhand der Federkonstanten lassen sich die Stellwege und Hübe in Abhängigkeit der Vorauslenkung, wie in Kapitel 6.4.1 beschrieben, analytisch abschätzen.

		Variante 1	Variante 2
Getriebeantrieb:	Austenit	1650 N/m	4300 N/m
	R-Phase / SIM	350 N/m	600 N/m
Linearantrieb:	Austenit	1700 N/m	4450 N/m
	R-Phase / SIM	380 N/m	580 N/m

Tabelle 6.14: Federkonstanten von Getriebe- und Linearantrieb der FGL-Mikrogreifer-Varianten 1 und 2 im beheizten Zustand (Austenit) und entsprechende effektive Federkonstanten bei maximaler Auslenkung im Raumtemperatur-Zustand (R-Phase und spannungsinduzierter Martensit SIM).

Dynamisches Verhalten

Die Reaktionszeiten von Getriebe- und Linearantrieb beim Heizen können durch zeitaufgelöste Widerstandsmessungen bestimmt werden. Während des Heizvorgangs sinkt der elektrische Widerstand und erreicht schließlich ein Minimum, das mit der Endposition des FGL-Antriebs, wie z.B. in Abb. 6.36 gezeigt, zusammenfällt. Abb. 6.38 zeigt den Verlauf der Reaktionszeiten eines Linearantriebs der Strukturhöhe 100 μm als Funktion der elektrischen Leistung. Im Einschub ist der entsprechende Verlauf des elektrischen Widerstands am Beispiel einer Heizleistung von 17 mW gezeigt.

Mit zunehmender Heizleistung P_{el} sinken die Reaktionszeiten umgekehrt proportional zu P_{el} , wie es bei einem adiabatischen Heizvorgang zu erwarten ist. Bei einer Heizleistung von 22 mW sinkt die Reaktionszeit auf 32 ms.

Ohne aktive Kühlung liegen die entsprechenden Reaktionszeiten beim Kühlen in der Größenordnung von 300 ms. Wie bei den antagonistisch betriebenen Linearaktor-Varianten gezeigt, wird die Schaltzeit in beide Richtungen jedoch von der wesentlich kürzeren Reaktionszeit beim Heizen bestimmt. Das Kühlverhalten bestimmt die maximal mögliche Frequenz, mit der vollständige Bewegungszyklen durchlaufen werden können. Im vorliegenden Fall liegt die maximale Frequenz bei ca. 3 Hz.

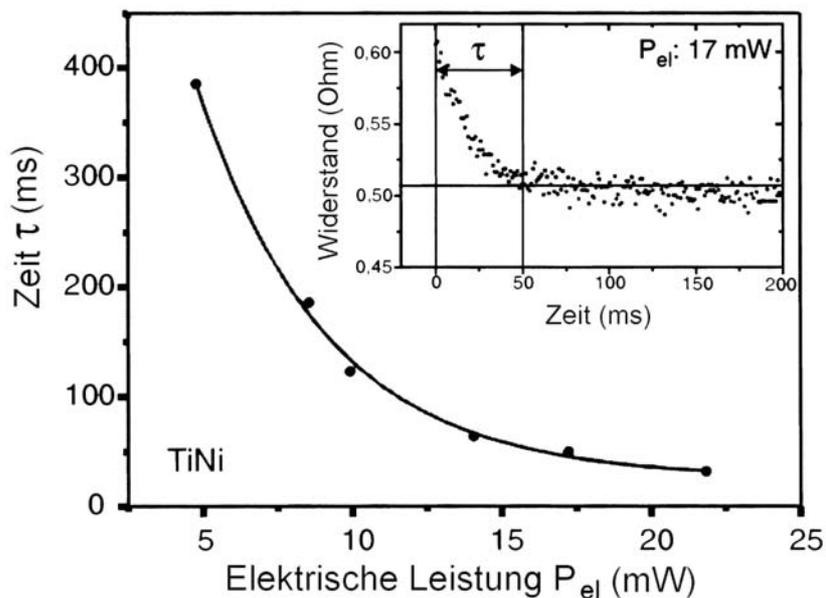


Abb. 6.38: Reaktionszeiten eines Linearantriebs der Strukturhöhe 100 μm [278].

Mikrogreifer der Strukturhöhe 230 μm zeigen bei 65 mW Heizleistung eine Reaktionszeit von 50 ms. Die entsprechende Abkühlzeit liegt in der Größenordnung von 400 ms.

Der zeitabhängige Verlauf von Temperaturprofilen entlang der Greiferoberfläche wird durch Aufnahme von Infrarot-Bildsequenzen während des Heiz- und Kühlvorgangs bestimmt. Um einen thermischen Emissionskoeffizienten von ca. 1 zu erhalten, wird die Oberfläche vor den Messungen mit einer dünnen Graphitschicht bedeckt. Die maximale räumliche Auflösung der verwendeten Infrarot-Kamera liegt bei ca. 25 μm , die maximale Zeitauflösung bei ca. 100 ms.

Abb. 6.39 (a) zeigt einen FGL-Mikrogreifer der Strukturhöhe 100 μm im geöffneten Zustand, beim Heizen des Getriebeantriebs mit einer Leistung von 20 mW. In diesem Fall werden in den Biegeelenken und den Greiferklauen Temperaturen zwischen 50 und 85 $^{\circ}\text{C}$ erzeugt. Bei diesen Temperaturen liegt das FGL-Material im austenitischen Zustand vor. Im Bereich der Koppelstelle zwischen den Antrieben sinkt die Temperatur unter 40 $^{\circ}\text{C}$. Daher verbleibt der Linearantrieb im R-Phasenzustand.

Abb. 6.39 (b) zeigt eine Aufnahme während der Abkühlphase des Getriebeantriebs, ca. 150 ms nachdem die Heizung abgeschaltet wurde. Wird nun der Linearantrieb beheizt, so bildet sich nach weiteren 150 ms die in Abb. 6.39 (c) gezeigte Temperaturverteilung. In diesem Zeitraum hat sich im Linearantrieb eine stationäre Temperaturverteilung eingestellt. Im Linearantrieb werden nun Temperaturen bis 100 $^{\circ}\text{C}$ erreicht. Gleichzeitig ist der Abkühlvorgang im Getriebeantrieb weitgehend abgeschlossen, so daß das Material hier im R-Phasenzustand vorliegt.

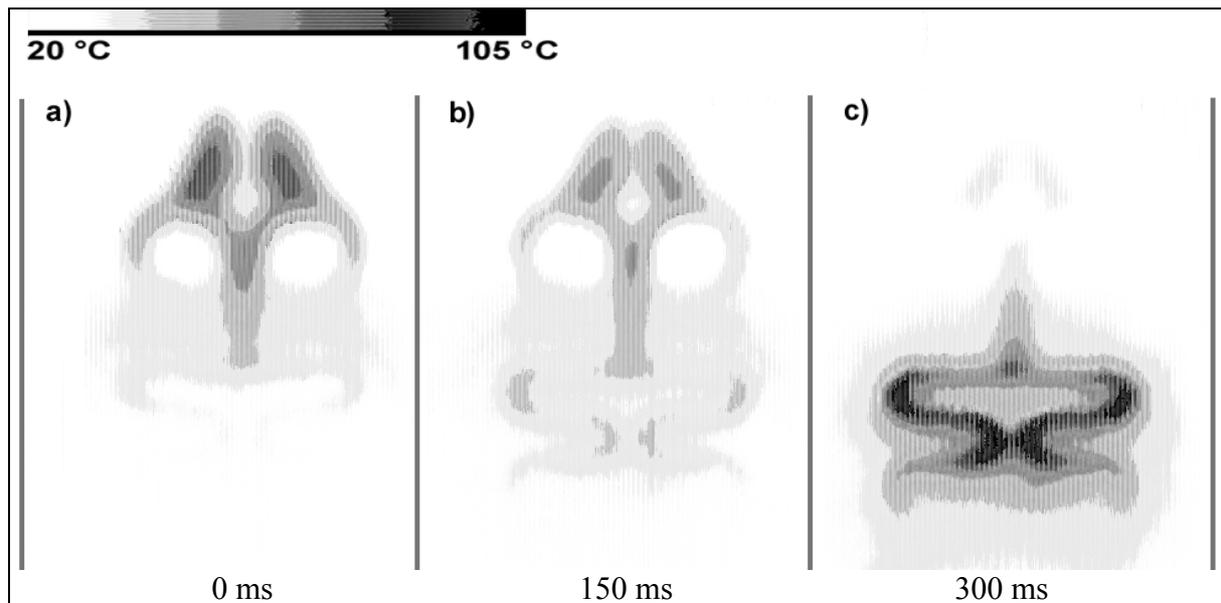


Abb. 6.39: Infrarot-Bildsequenz zur Bestimmung von Temperaturprofilen entlang der Oberfläche eines FGL-Mikrogreifers der Strukturhöhe 100 µm. Bereiche mit Raumtemperatur sind weiß, Temperaturbereiche über 100 °C sind schwarz gekennzeichnet [278].

Diese Untersuchungen bestätigen das in Kapitel 6.5.2 gezeigte Ergebnis thermischer Simulationen, daß die Koppelstelle zwischen den Antrieben eine ausreichende thermische Isolation ermöglicht. Dadurch wird eine getrennte Kontrolle der Antriebe gewährleistet. Insbesondere die Temperatur der Greiferklauen liegt im geschlossenen Zustand nahe Raumtemperatur, so daß das zu greifende Objekt thermisch nicht belastet wird. Darüber hinaus führt der R-Phasenzustand aufgrund des pseudoplastischen Kraft-Weg-Verhaltens zu einer gewissen Nachgiebigkeit beim Greifen, wodurch ‚sanftes‘ Greifen ermöglicht wird.

6.6.5 Positionierung

Für viele Anwendungen ist eine genaue Kenntnis von Zwischenpositionen zwischen den Extremen ‚Greifer geöffnet‘ und ‚Greifer geschlossen‘ erforderlich. Dies erleichtert zum einen die Manipulation von Objekten mit komplizierter Gestalt durch Anpassung der Greiferöffnung, zum anderen kann die Greifkraft über die Differenz zwischen der geometrischen Abmessung des Greifobjekts und dem Sollwert der Greiferöffnung dosiert werden.

Die Stellweg-Kennlinien der FGL-Antriebe zeigen trotz Nutzung einer R-Phasenumwandlung eine relativ große Hysterese, siehe z.B. die Abbildungen 6.36 und 6.37. Daher stellt sich die Frage nach einer geeigneten Methode zur Kontrolle der Greiferposition. Frühere Untersuchungen an NiTi-Drähten zeigten eine lineare Beziehung zwischen Längenänderung und elektrischem Widerstand [199], die eine intelligente Ansteuerung durch Nutzung der Sensoreigenschaften des Drahtes selbst ermöglicht.

Diese Eigenschaft hängt jedoch stark von der thermomechanischen Behandlung des FGL-Materials und der lastabhängigen Verteilung der mechanischen Spannung ab. Insbesondere FGL-Mikroaktoren zeigen ungleichförmige Spannungs- und Temperaturverteilungen, da ihre laterale Geometrie im allgemeinen nicht konstant ist. Diese Verteilungen führen zu einer ungleichförmigen Verteilung der R-Phasen- und Martensitanteile, die sich auf die elektrischen und mechanischen Kennlinien unterschiedlich auswirken. Im vorliegenden Fall tritt spannungsinduzierter Martensit in den Bereichen maximaler Randspannung auf. Dadurch wird eine Verbreiterung der Hysterese in den Stellweg-Kennlinien hervorgerufen, während die entsprechenden elektrischen Widerstands-Kennlinien davon weitgehend unbeeinflusst bleiben. Folglich zeigen die entsprechenden Stellweg-Widerstands-Kennlinien sehr große Hysteresebreiten, die nicht zur intelligenten Ansteuerung der FGL-Mikrogreifer geeignet sind.

Eine Möglichkeit zur Positionskontrolle bietet die Integration eines zusätzlichen Stellweg-Sensors in Verbindung mit einer rückgekoppelten Regelschleife. Voruntersuchungen zeigten, daß die Bestimmung von Stellwegen mit einer Lichtschranke ein geeignetes Verfahren darstellt, das relativ unempfindlich bezüglich Temperaturänderungen und Justiertoleranzen während der Greifermontage ist. Um den Arbeitsraum der Greiferklauen nicht zu behindern, wird bei der Integration einer Lichtschranke das Bewegungsverhalten des FGL-Linearantriebs detektiert. Der Linearantrieb durchläuft zwischen den Endpositionen vollständig geöffneter und geschlossener Greiferklauen einen linearen Stellweg, der aufgrund des bekannten Übersetzungsverhältnisses den Abstand der Greiferklauen widerspiegelt.

Durch geringe Abänderung des Greiferdesigns kann eine Schlitzblende in der Mitte zwischen den Antrieben integriert werden, die dann ebenfalls einen linearen Stellweg durchläuft und damit den optischen Strahlengang einer Lichtschranke freigeben oder blockieren kann. Abb. 6.40 zeigt als Beispiel einen FGL-Mikrogreifer der Strukturhöhe 230 μm mit integrierter Schlitzblende und das zugehörige CAD-Design.

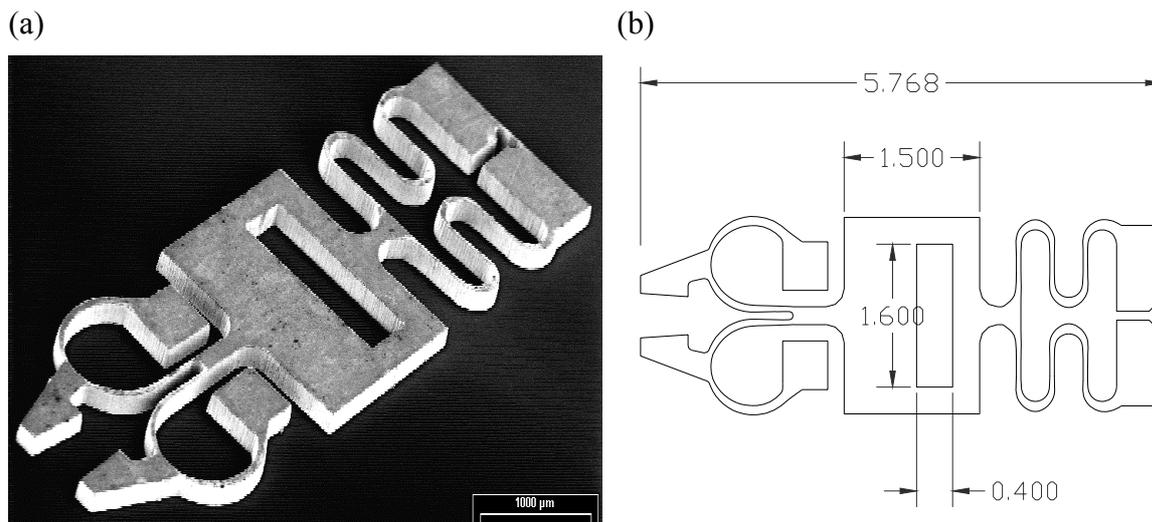


Abb. 6.40: (a) FGL-Mikrogreifer der Strukturhöhe 230 μm mit integrierter Schlitzblende zwischen den Antrieben, (b) CAD-Design von (a).

Durch die Integration einer Lichtschranke entsteht ein opto-mechanisches Greifersystem, dessen Aufbau in Abb. 6.41 gezeigt ist.

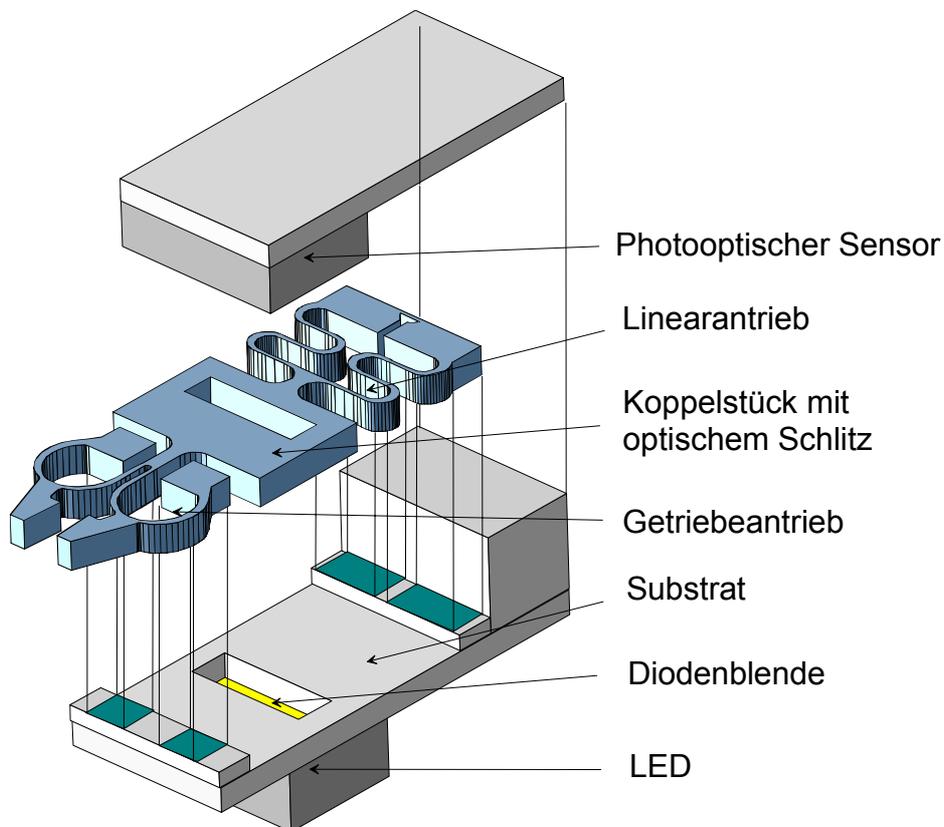


Abb. 6.41: Schema eines opto-mechanischen Greifersystems bestehend aus einem FGL-Mikrogreifer mit integrierter Schlitzblende und Lichtschranke.

Die Schlitzblende befindet sich zwischen einer LED und einem Photosensor, die zusammen eine optische Transmissionsstrecke bilden. Die LED wird unter dem Substrat integriert, auf dem der FGL-Mikrogreifer montiert ist. Der Photosensor befindet sich auf einem zweiten Substrat, das über ein Abstandselement mit dem unteren Substrat verbunden ist. Durch Messung des optischen Transmissionsignals kann bei dieser Anordnung die aktuelle Stellung der Schlitzblende und damit die aktuelle Greiferöffnung bestimmt werden.

Abb. 6.42 zeigt einen typischen Verlauf des optischen Transmissionsignals in Abhängigkeit des Stellwegs der Schlitzblende, die in diesem Fall mit Hilfe einer Mikrometerschraube verstellt wurde. Der Verlauf des Transmissionsignals ist über einen großen Bereich vollkommen linear. In den Bereichen maximaler und minimaler Transmission werden S-förmige Übergänge beobachtet, die in Abb. 6.42 nicht gezeigt sind. Im linearen Bereich entspricht eine Signaländerung von 0,7 % einer Wegauflösung von 1 μm . Bei einem Meßfehler von ungefähr 0,5 % folgt daraus eine Wegauflösung der Schlitzblende von 0,7 μm . Aus dem Übersetzungsverhältnis von ca. 2,3 folgt dann eine Wegauflösung der Greiferklauen in der Größenordnung von 2 μm , was für Greifobjekte mit Abmessungen zwischen 20 und 200 μm ausreichend ist.

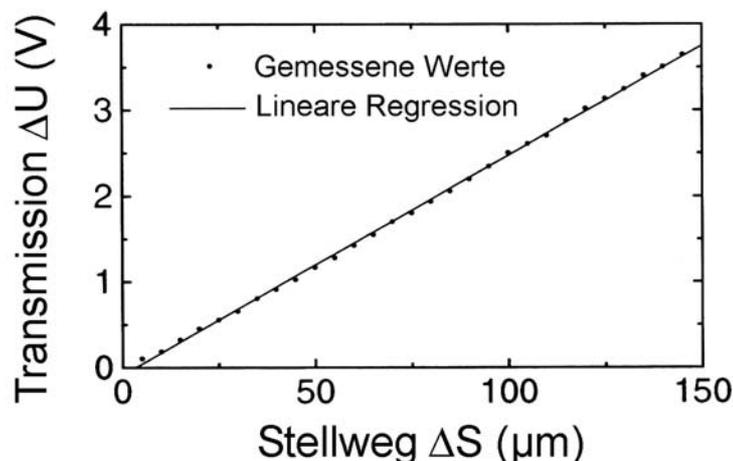


Abb. 6.42: Optische Transmission in Abhängigkeit des Stellwegs der Schlitzblende bei einem FGL-Mikrogreifer der Strukturhöhe 230 μm .

Zur Greiferpositionierung werden die analogen Sensorsignale als Eingangssignal einer rückgekoppelten Regelschleife verwendet. Zur Regelung wird ein Proportional-Integral- (PI-) Regelalgorithmus verwendet, der aus dem Sensorsignal und einem vorgegebenen Sollwert ein Stellsignal generiert. Die PI-Regelparameter werden so eingestellt, daß die Soll-Position in möglichst kurzer Zeit und ohne Überschwingen möglichst genau angefahren wird. Dies kann durch Simulation der Regelstrecke oder empirisch erfolgen. Um ein Optimum an

Regelungsgeschwindigkeit und Regelgenauigkeit zu erreichen, genügt es im diesem Fall, die Regelparameter solange zu erhöhen bis das Antwortverhalten gerade noch stabil bleibt.

Der typische Verlauf einer Sprungantwort ist in Abb. 6.43 zu sehen. Zur getrennten Ansteuerung der zwei antagonistisch arbeitenden Antriebe werden positive und negative Regelsignale verwendet. Die maximale Leistung zur Ansteuerung der Antriebe wird auf 80 mW begrenzt, um eine Überhitzung zu vermeiden. Das entsprechende Regelsignal beträgt 10 V.

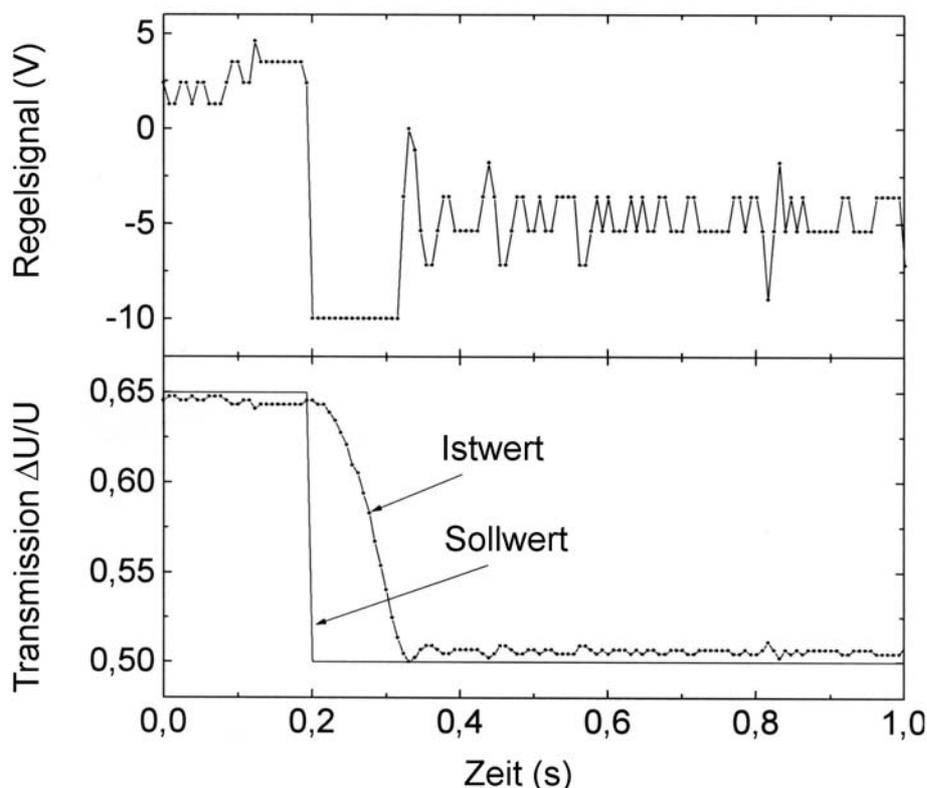


Abb. 6.43: Sprungantwort des PI-Regelsignals (a) und des optischen Transmissionssignals (b) bei einem FGL-Mikrogreifer der Strukturhöhe 230 μm [279].

Im vorliegenden Beispiel wird zunächst der FGL-Getriebeantrieb mit einer mittleren Leistung von ca. 20 mW angesteuert. Nachdem der Sollwert für das Transmissionssignal auf 0,5 gesetzt wurde, wird der FGL-Linearantrieb für ca. 120 ms mit maximaler Leistung angesteuert. Innerhalb 140 ms stellt sich ein neuer Gleichgewichtszustand ein. Die Differenz zwischen Soll- und Istwert beträgt ca. 0,5 %. Bei einem maximalen Stellweg von 130 μm folgt daraus eine Positioniergenauigkeit der Schlitzblende von 0,7 μm .

Die Positioniergenauigkeit der Klauenöffnung liegt im Bereich von 10 bis 90 % des maximalen Klauenhubes bei ca. 2 μm . Die Sollposition wird in diesem Fall innerhalb von 140 ms erreicht. In der Nähe der Endpositionen der Greiferklauen treten jedoch längere Zeitkonstanten auf. Abb. 6.44 zeigt das Antwortverhalten auf eine beliebige Sequenz von Sollwerten. Im Bereich der Endpositionen werden stationäre Werte erst nach 0,5-1 s erreicht. Diese Verzögerung stellt jedoch für die meisten Anwendungen keine Einschränkung dar, da vollständig geschlossene und geöffnete Stellungen in der Regel nur als Warteposition dienen.

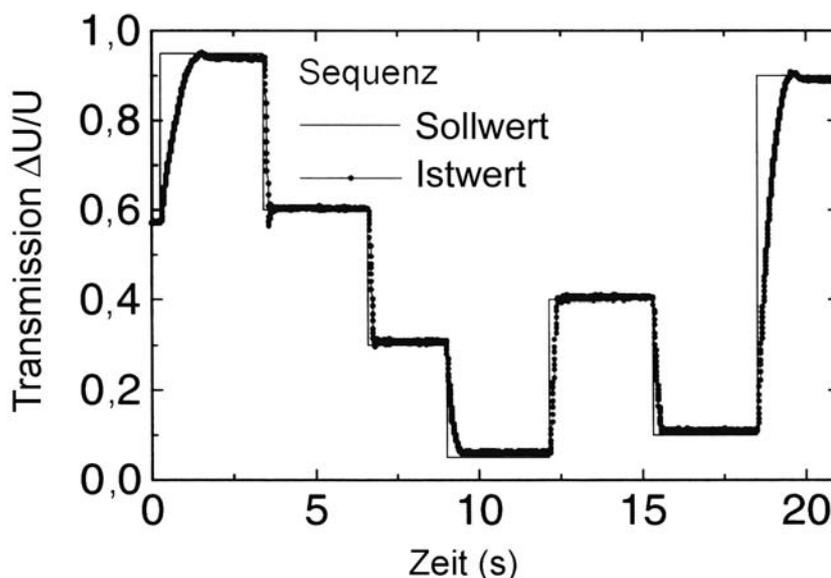


Abb. 6.44: Positionierverhalten eines FGL-Mikrogreifers der Strukturhöhe 230 μm am Beispiel einer beliebigen Sequenz von Sollpositionen [279].

6.6.6 Zusammenfassende Bewertung

Durch Kopplung eines FGL-Linearantriebs und eines FGL-Getriebeantriebs wird ein vollständig monolithisch aufgebauter mechanischer FGL-Mikrogreifer entwickelt, der aus einem Material in einem einzigen Fertigungsschritt hergestellt werden kann. Durch die gleichzeitige Erfüllung mechanischer Stützfunktionen, Stellfunktionen mit Antagonismus, Getriebe- und Greiffunktionen in einem Bauelement, handelt es sich um einen multifunktionalen, kompakten Aktor mit hoher Miniaturisierbarkeit. Der FGL-Mikrogreifer kann insofern als Musterbeispiel eines Mikroaktors angesehen werden. Durch zusätzliche Integration einer Lichtschranke entsteht ein kompaktes opto-mechanisches Greifersystem, das hohe Greifkräfte und -hübe mit einer hohen Positioniergenauigkeit erlaubt.

Die wichtigsten Spezifikationen der hier vorgestellten Mikrogreifer-Varianten sind in Tabelle 6.15 zusammengestellt. Die angestrebten Spezifikationen hinsichtlich Baugröße, Greifkraft und Greifhub werden von beiden Varianten weit übertroffen.

	Variante 1	Variante 2
Strukturhöhe	100 μm	230 μm
Laterale Baugröße*	2,1 x 3,9 mm^2	2,1 x 3,9 mm^2
Maximale Greifkraft	15 mN	35 mN
Maximaler Greifhub	300 μm	300 μm
Minimaler Leistungsbedarf	20 mW	60 mW
Minimale Schaltzeit	30 ms	50 ms
Minimale Zykluszeit	330 ms	450 ms

Tabelle 6.15: Spezifikationen von FGL-Mikrogreifern der Varianten 1 und 2.
*Die laterale Baugröße bezieht sich auf FGL-Mikrogreifer ohne optische Positioniereinheit.

Die Baugröße des FGL-Greifsystems zur Positionierung beträgt mit Lichtschranke derzeit ca. 2,5 x 8 x 9 mm^3 . Durch Verkleinerung der Lichtschranke kann insbesondere die Bauhöhe noch deutlich reduziert werden. Die Schalt- und Zykluszeiten liegen jeweils in den Bereichen 30-50 ms und 300-500 ms. Damit ist auch das dynamische Verhalten der FGL-Mikrogreifer für viele Anwendungen, insbesondere für Positionieranwendungen, attraktiv. Typische Zeiten der digitalen Bilderkennung während der Mikromontage liegen zum Vergleich in der Größenordnung von 300 ms [298].

Besondere Vorteile der FGL-Mikrogreifer ergeben sich aus dem kompakten Design, das leicht auf andere Baugrößen skalierbar ist. Dadurch läßt sich der Einsatzbereich auch auf Greifobjekte anderer Größe und auf unterschiedliche Greifkräfte erweitern. Durch das mechanische Greifprinzip und eine problemlos veränderbare Gestalt der Greiferklauen ist eine sehr gute Flexibilität bezüglich der äußeren Abmessungen der Objekte gewährleistet. Aufgrund der metallischen Eigenschaften des Greifers kann das Potential der Greiferklauen auf Masse gelegt oder beliebig an das der Objekte angepasst werden, um Aufladungs- oder Adhäsionseffekte zu minimieren.

In Verbindung mit einer integrierten Lageregelung wird eine Positioniergenauigkeit der Greiferöffnung von 2 μm erreicht. Im Bereich von 10 bis 90 % der maximalen Greiferöffnung wird die Sollposition der Greifbacken innerhalb von 140 ms eingestellt.

Im Vergleich zu bisherigen Mikrogreifer-Entwicklungen nehmen die hier vorgestellten FGL-Mikrogreifer eine herausragende Stellung ein. In Tabelle 6.16 sind die Spezifikationen einiger Mikrogreifer zusammengestellt. Diese wurden bislang monolithisch durch

Dünnschichttechniken hergestellt und nutzen z.B. den Formgedächtniseffekt in gesputterten Verbundschichten aus Si und NiTiCu (siehe Kapitel 4.5.1, [244]) oder den Bimetalleffekt [292]. Zum Vergleich sind in Tabelle 6.16 noch die Spezifikationen eines Miniaturgreifers mit Piezoantrieb aufgeführt.

	Formgedächtniseffekt	Bimetall-Effekt	Piezoeffekt
Referenz	[244]	[292]	[294]
Laterale Baugröße (mm ²)	0,38 x 1	3,5 x 1	15 x 22
Maximale Greifkraft (mN)	13	0,25	15
Maximaler Greifhub (µm)	110	140	50
Leistungsbedarf (mW)	320*	80	-**
Schaltzeit (ms)	500	10	-**

Tabelle 6.16: Spezifikationen einiger Mikro-, bzw. Miniaturgreifer.

* Erwärmung mit externer elektrischer Heizung.

** Keine Angaben veröffentlicht.

Bei den meisten mechanischen Miniaturgreifern werden passive Biegeelemente mit einem separat hergestellten Antrieb, z.B. einem FGL-Draht [291] oder einem Piezoantrieb [290, 293, 294] gekoppelt. In allen Fällen liegen die Baugrößen im Zentimeter-Bereich. Trotzdem werden die Spezifikationen der hier vorgestellten FGL-Mikrogreifer nur teilweise erreicht.

Während beim Bimetall-Mikrogreifer die Greifkräfte um nahezu zwei Größenordnungen niedriger ausfallen als bei den hier vorgestellten FGL-Mikrogreifern, zeigt der monolithisch hergestellte FGL-Mikrogreifer noch eine vergleichsweise günstige Kombination an Greifkräften und -huben. Hinsichtlich Schaltzeit und Leistungsbedarf schneidet der monolithisch hergestellte FGL-Mikrogreifer jedoch am schlechtesten ab. Dies liegt an der thermischen Kopplung zwischen den Si- und NiTiCu-Verbundschichten, die eine selektive Erwärmung der NiTiCu-Schicht verhindert. Ein wesentlicher Nachteil des monolithisch hergestellten FGL-Mikrogreifers ist darüberhinaus der hohe Herstellungsaufwand, der unter anderem auch ein Präzisionssägeverfahren einschließt [244].

Die hier vorgestellten FGL-Mikrogreifer wurden bereits in einem Montagesystem für mikrooptische Komponenten getestet [299]. Darüberhinaus sind Tests von potentiellen Anwendern unter industriellen Bedingungen vorgesehen.

6.7 Ausblick

Zur Realisierung von FGL-Linearaktoren und daraus abgeleiteten FGL-Mikroaktoren wird in diesem Kapitel das Konzept der Hybridintegration mikrostrukturierter FGL-Folien mit optimierter lateraler Gestalt weiterverfolgt. Durch Integration vielfältiger Funktionen in nur

einem Bauteil, entstehen monolithische multifunktionale Bauelemente mit kompakten Abmessungen und hoher Miniaturisierbarkeit. Die Herstellung der Mikroaktoren beschränkt sich damit auf die Mikrostrukturierung und nachfolgende Hybridintegration. Beide Prozesse können parallel durchgeführt werden, so daß eine extrem kostengünstige Herstellung möglich ist. Aufgrund der hohen Energiedichten werden hohe Kräfte und Stellwege erreicht. Bei Baugrößen von wenigen Millimetern werden außerdem Schaltzeiten deutlich unterhalb von 100 ms erzielt.

In diesem Kapitel wurden mikrooptische Schalter und Mikrogreifer als typische Anwendungen vorgestellt. Derartige Systeme spielen bereits in verschiedenen Anwendungsbereichen eine Rolle:

- Mikrorobotik
- Automatisierungstechnik
- Medizintechnik
- Sicherheitstechnik

Wie bereits vor über 40 Jahren von Feynman prognostiziert, muß die Entwicklung von Mikrorobotern als notwendige Voraussetzung zur Fertigung von Mikrosystemen angesehen werden [300]. Dies trifft insbesondere auf hybrid aufgebaute Mikrosysteme in größeren Stückzahlen zu. In den letzten Jahren hat die Nachfrage an hochpräzisen Positioniersystemen einen enormen Aufschwung erlebt, der durch den Trend zur Miniaturisierung auf breiter Front hervorgerufen wird [301]. Zur hochpräzisen automatischen Handhabung von Objekten werden derzeit Mikro- und Nanoroboter entwickelt, die z.B. in einem Rasterelektronenmikroskop arbeiten [292]. Eine Vorreiterrolle bei der Entwicklung kompakter Bewegungssysteme nimmt die Medizintechnik, insbesondere im Bereich der minimal invasiven Therapie, ein [302]. Mehrere F&E-Arbeiten im Bereich Sicherheitstechnik sind derzeit mit der Entwicklung komplexer Verriegelungsmechanismen auf der Basis von mikromechanischen Bewegungssystemen befaßt [303,304].

Weitere Entwicklungsziele zur Erschließung eines breiteren Anwendungsbereichs sind:

- FGL-Linearaktoren mit einem Temperatureinsatzbereich über 100 °C: Während die Herstellung von NiTiPd- und NiTiHf-Dünnschichten mit ausreichend hohen Umwandlungstemperaturen bereits erfolgreich demonstriert wurde, stellt die Herstellung von NiTiPd- oder NiTiHf-Folien im Dickenbereich von 100 µm derzeit eine große Herausforderung dar.
- Thermisches Design der FGL-Aktoren im Bereich der elektrischen Kontaktflächen: Durch weitere Homogenisierung des Temperaturprofils im Bereich der elektrischen Kontaktflächen kann die Nutzung des Formgedächtniseffekts noch gesteigert werden.

- Fortsetzung der Entwicklung von FGL-Mikrogreifern: Das Einsatzpotential der FGL-Mikrogreifer läßt sich z.B. durch Entwicklung von parallel geführten Greiferbacken oder von FGL-Mikrogreifern mit austauschbaren Greiferbacken noch steigern.
- Verbesserung der Positioniergenauigkeit: Die Entwicklung verbesserter Strategien zur Steuerung und Regelung ist erforderlich, um den Einfluß der Kennlinien-Hysteresen weiter zu minimieren. Anstelle der Verwendung eines PI-Verfahrens ist die Umsetzung digitaler Steuerungsstrategien (inverse Modelle, neuronale Netze) denkbar.
- Frei konfigurierbare Bewegungssysteme: Durch Kombination mehrerer FGL-Aktoren ist die Realisierung komplexer FGL-Bewegungssysteme denkbar. Eine naheliegende Erweiterung der FGL-Linearaktoren sind beispielsweise gekoppelte FGL-Linearaktoren für zwei oder drei Raumrichtungen.
- Serientaugliche Fertigung: Zur kostengünstigen Realisierung großer Stückzahlen ist das Laserschneiden nur bedingt geeignet. Zur Mikrostrukturierung von FGL-Folien ist daher die Entwicklung alternativer Verfahren (Ätzverfahren, Stanzen) von Interesse. Darüberhinaus sind geeignete Aufbau- und Verbindungstechniken im Nutzen zu entwickeln.

7 Zusammenfassung

Seit der Einführung von FGL in die Mikrotechnik vor ca. 10 Jahren wurden neuartige FGL-Mikroaktoren entwickelt. Die hier vorgestellten FGL-Mikroventile und FGL-Linearaktoren zeigen vielversprechende Spezifikationen, die die Fortschritte in den Bereichen Materialentwicklung, Modellentwicklung, Aktordesign, Mikrostrukturierung und Integration widerspiegeln. Dabei handelt es sich um keine ausgereiften Produkte, sondern um Funktionsmuster, die in geringer Stückzahl hergestellt wurden. Insgesamt befindet sich die FGL-Mikroaktoren noch in einem frühen Entwicklungsstadium. Die bisherigen Entwicklungsergebnisse machen jedoch bereits deutlich, daß FGL-Mikroaktoren ein hohes Innovationspotential besitzen und zur derzeit stattfindenden Entwicklung von Mikrosystemen wichtige Beiträge liefern können.

Die Motivation zur Verwendung von FGL in der Mikrotechnik liegt in den hohen Energiedichten und multifunktionalen Eigenschaften begründet, die einfache Bauformen mit hoher Miniaturisierbarkeit ermöglichen. Da die Nachteile geringer thermodynamischer Effizienz und niedriger Wärmeübertragungsraten mit zunehmender Miniaturisierung an Bedeutung verlieren, sind insbesondere bei kleinen Abmessungen Vorteile gegenüber alternativen Aktorprinzipien zu erwarten.

Materialentwicklung: Aus bisherigen Materialentwicklungen gingen neuartige FGL-Folien und gesputterte FGL-Dünnschichten hervor, die im Rahmen der hier vorgestellten Entwicklungsarbeiten als Ausgangsmaterial zur Herstellung von FGL-Mikroaktoren dienen. Von besonderer Bedeutung waren sowohl gewalzte NiTi-Folien im Dickenbereich 10 - 100 μm , deren Entwicklung im wesentlichen durch einige der hier beschriebenen Demonstratoren motiviert werden konnte, und gesputterte NiTiPd-Dünnschichten, die aufgrund ihrer in weiten Grenzen von bis zu 500 °C einstellbaren Umwandlungstemperaturen ein hohes Anwendungspotential besitzen.

Zur Erweiterung der Anwendungsvielfalt von FGL-Mikroaktoren sind weitere Materialentwicklungen erforderlich. In diesem Zusammenhang sind insbesondere FGL-Folien mit Umwandlungstemperaturen über 100 °C und intelligente FGL-Schichtsysteme mit einstellbarer Hysterese oder erweiterten Transducer-Eigenschaften, wie z.B. magnetische FGL, zu nennen.

Modellentwicklung: Durch Erweiterung des eindimensionalen Tanaka-Modells wird ein Makromodell zur Beschreibung der physikalischen Eigenschaften dreidimensionaler FGL-Bauteile entwickelt. Durch Einbindung in ein Verfahren zur dreidimensionalen FEM-Simulation und zur gekoppelten Mehrebenensimulation wird eine quantitative Beschreibung der mechanischen und thermischen Eigenschaften von FGL-Mikroaktoren erstmals ermöglicht. Dieses Verfahren ist insbesondere für die Mikrotechnik von großer Bedeutung, da

hier durch beliebige laterale Strukturierbarkeit eine größere Formvielfalt möglich ist und eine starke Kopplung der eng benachbarten Funktionseinheiten vorliegt.

Bedingt durch die Verwendung gemittelter Materialparameter besitzen makroskopische Modelle nur eine begrenzte Aussagekraft. Ziel weiterer Entwicklungen sind dreidimensionale Modelle, die einerseits die physikalischen Vorgänge mit ausreichender Genauigkeit wiedergeben aber andererseits ein Mindestmaß an Modellvereinfachung enthalten, um im Rahmen von FEM-Verfahren angemessene Simulationszeiten zu ermöglichen.

Design: Es wird eine Vorgehensweise zum Design von FGL-Mikroaktoren entwickelt, die auf zuvor festgelegten mechanischen und thermischen Optimierungskriterien basiert. Die systematische Umsetzung der Optimierungskriterien wird entweder analytisch oder mit Hilfe gekoppelter FEM-Simulationen durchgeführt. Zur mechanischen Optimierung wird das Prinzip des spannungsoptimierten Wachstums auf der Grundlage des CAO-Verfahrens weiterentwickelt. Die thermische Optimierung basiert auf der Platzierung von Wärmesenken und -quellen. Durch Designoptimierung von FGL-Linearaktoren kann beispielsweise eine Verbesserung der Arbeitsdichte um über einen Faktor 6 erreicht werden. Thermisch optimierte Mikroventile mit NiTi-Antrieb zeigen Arbeitsfrequenzen in der Größenordnung von 10 Hz.

Die relativ komplexen Materialeigenschaften von FGL sind dafür verantwortlich, daß das Design von FGL-Aktoren immer noch eine Domäne für Spezialisten ist. Daher ist die Entwicklung rechnerbasierter Designwerkzeuge und Material-Datenbanken für eine breitere Anwendung unerlässlich.

Mikrostrukturierung: Die hier beschriebene Vorgehensweise basiert auf der lateralen Mikrostrukturierung von FGL-Folien und -Dünnschichten. Zur Mikrostrukturierung im Dickenbereich unter 20 µm werden Ätzverfahren weiterentwickelt. Bei Foliendicken von 100 µm und darüber wird aufgrund günstigerer Aspektverhältnisse die Strukturierung durch Laserschneiden favorisiert.

Die bislang verfügbaren Verfahren sind hinsichtlich Maßgenauigkeit, Kantensteilheit, Oberflächengüte, etc. weiter zu verbessern. Zur kostengünstigen Realisierung großer Stückzahlen ist das Laserschneiden von FGL-Folien großer Dicke nur bedingt geeignet. In diesem Fall ist die Entwicklung alternativer Mikrostrukturierungsverfahren (Ätzverfahren, Stanzen) von Interesse.

Integration: Zur Herstellung der FGL-Mikroaktoren wird ein neuartiges Verfahren entwickelt, das auf der Hybridintegration mikrostrukturierter FGL-Bauteile beruht. Dadurch ist eine problemlose Handhabung und präzise Montage empfindlicher Mikrostrukturen möglich. Gegenüber bisherigen monolithischen Verfahren ergibt sich eine wesentlich höhere Flexibilität bei der Wahl der Prozeßparameter und der Materialkombinationen. So werden bei der Ventilherstellung FGL-Mikroantriebe mit begrenzt temperaturstabilen Bauteilen aus

Kunststoff kombiniert, was für medizintechnische Anwendungen von besonderem Interesse ist. Die Fertigung der Ventilkomponenten und die Hybridintegration selbst können parallel erfolgen, um eine kostengünstige Fertigung zu ermöglichen.

Durch Integration vieler Funktionen in ein Bauelement entstehen extrem kompakte, monolithische Bauelemente, die besonders kostengünstig in einem Fertigungsschritt herstellbar sind. Die hier vorgestellten FGL-Mikrogreifer vereinen beispielsweise antagonistische Stellfunktion, Getriebe- und Greiffunktion in einem Bauelement mit Abmessungen von wenigen Millimetern.

Die hier vorgestellten Opferschicht-, Abhebe- und Klebeverfahren sind hinsichtlich Materialvielfalt, Maßgenauigkeit, Reproduzierbarkeit, etc. weiter zu verbessern. Zur kostengünstigen Parallelfertigung sind Hybridintegrations-Verfahren im Nutzen zu entwickeln.

Einige der hier vorgestellten FGL-Mikroaktoren stellen bereits konkurrenzfähige Einzelkomponenten dar. Von besonderer Bedeutung sind beispielsweise die in Kapitel 5.3 beschriebenen normal geöffneten FGL-Mikroventile mit FGL-Folienantrieb von 20 μm Dicke, die zu den kleinsten Mikroventilen zählen und im Vergleich zu anderen Ventilkonzepten dennoch vergleichbare Drücke und Gas-Durchflüsse kontrollieren können. Sie sind in modularer Bauweise hergestellt und können beliebig mit anderen Bauelementen auf einer gemeinsamen fluidischen Grundplatte integriert werden, um fluidische Mikrosysteme flexibel herzustellen. Ein weiteres Beispiel sind die in Kapitel 6.6 vorgestellten Mikrogreifer, die derzeit anderen Mikrogreifer-Konzepten vergleichbarer Baugröße hinsichtlich Greifkraft und -hub weit überlegen sind.

Die FGL-Mikroaktoren sind als Grundbausteine zur Entwicklung komplexer Mikrosysteme anzusehen. Als mögliche Anwendungsfelder werden hier mikrofluidische und mikromechanische Systeme diskutiert. Diese Anwendungsfelder repräsentieren jedoch nur einen Ausschnitt aus dem weiten Feld der Mikrosystemtechnik, die sich derzeit in einem hochdynamischen Entwicklungsprozess befindet. Die Fülle der Anwendungen sind der Anreiz für weitere Forschungs- und Entwicklungsarbeiten im Bereich der FGL-Mikroaktoren. Die Aussichten sind neu entstehende Märkte von Mikrosystem-Anwendungen.

Literatur

- [1] H. Janocha, *Aktoren*, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1992.
- [2] M. Tabib-Azar, *Microactuators*, Kluwer Academic Publishers, 1998.
- [3] E. Bassous, H.H. Taub and L. Kuhn, Ink jet printing nozzle arrays etched in silicon, *Appl. Phys. Lett.* 31 (1977), pp. 135-137.
- [4] S.C. Terry, J.H. Jerman and J.B. Angell, A gas chromatographic air analyzer fabricated on a silicon wafer, *IEEE Trans. Elec. Dev.* ED-26 (1979), pp. 1880-1886.
- [5] N. Ünal and R. Wechsung, Reality of MST-market on the example of ink-jet print head, *mst news* 1 (1998), pp. 32-34.
- [6] *Datenblatt Dr. Fritz Faulhaber GmbH & Co. KG, Serie BL 1900.*
- [7] D.J. Jendritza, *Technischer Einsatz Neuer Aktoren*, Expert-Verlag, 1995.
- [8] J. van Humbeeck, D. Reynaerts and R. Stalmans, Shape memory alloys: functional and smart, *Proc. Actuator 94*, Bremen, Germany (1994), pp. 312-316.
- [9] J. van Humbeeck, On the adaptivity of shape memory alloys for use in adaptive materials, *Proc. ICIM 96*, Lyon, France (1996), pp. 442-451.
- [10] A.D. Johnson and J. Krämer, state-of-the-art of shape memory actuators, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 457-460.
- [11] D. Honma, Y. Miwa and N. Iguchi, Micro robots and micro mechanisms using shape memory alloy, in *Integrated Micro-Motion Systems*, F. Harashima ed., Elsevier Amsterdam (1990), pp. 375-392.
- [12] J.A. Walker, K.J. Gabriel and M. Mehregany, Thin-film processing of NiTi shape memory alloy, *Sensors and Actuators A*, 21-23 (1990), pp. 243-246.
- [13] B. Walles, L. Chang and D.S. Grummon, Residual stress, adhesion and crystallization of ion-sputtered and IBED processed NiTi films, *Mater. Res. Soc. Symp. Proc.*, Vol. 246 (1991) pp. 349-354.
- [14] A.D. Johnson, Vacuum-deposited TiNi shape memory film: characterization and applications in microdevices, *J. Micromech. Microeng.* 1 (1991), pp. 34-41.
- [15] K. Kuribayashi, S. Shimizu, T. Nishinohara, T. Taniguchi, M. Yoshtake and S. Ogawa, Trial fabrication of micron sized arm using reversible TiNi alloy thin film actuators, *Proc. IEEE/RSJ 93*, Yokohama, Japan (1993), pp. 1697-1702.
- [16] S. Miyazaki and K. Nomura, Development of perfect shape memory effect in sputter-deposited Ti-Ni thin films, *Proc. MEMS 94*, Oiso, Japan, IEEE Catalog No. 94CH3404-1, (1994), pp. 176-181.
- [17] H. Holleck, S. Kirchner, E. Quandt and P. Schloßmacher, Preparation and characterization of NiTi thin films, *Proc. Actuator 94*, Bremen, Germany (1994), pp. 361-364.
- [18] L. Hou, T.J. Pence, and D.S. Grummon, Structure and thermal stability in Ti-Ni thin films sputtered at elevated temperature on inorganic and polymeric substrates, *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.* Vol. 360, (1995), pp. 369-374.

- [19] K. Kitamura, S. Miyazaki and M. Kohl, Anisotropy of shape memory behavior of rolled TiNi thin plates, Proc. Actuator 96, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (1996), pp. 401-404.
- [20] M. Matsumoto, T. Suzuki, K. Yamauchi and S. Nohara, Characterization of TiNi thin film, Proc. China-Japan Bilateral Symp. on Shape Memory Alloys, Eds. C. Youyi and K. Otsuka, Hangzhou, China (1997) pp. 108-113.
- [21] S. Fatikow and U. Rembold, Microsystem technology and microrobotics, Springer-Verlag Berlin 1997.
- [22] S. Hirose, K. Ikuta and Y. Umetani, The development of shape memory alloy actuator, J. of the Robotic Society of Japan, Vol. 4, No. 2 (1986), pp. 89-100.
- [23] M. Kohl, Fluidic actuation by electrorheological microdevices, Mechatronics 10 (2000), pp. 583-594.
- [24] F. Paschen, Über die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlensäure bei verschiedenen Drücken erforderlichen Potentialdifferenzen, Annalen der Physik 37 (1889), pp. 69-96.
- [25] B. Rogge, Entwicklung, Optimierung und Test von elektromagnetischen Linearaktoren basierend auf LIGA-Mikrotechnik, Dissertation Universität Karlsruhe (1996).
- [26] W.S.N. Trimmer, Microrobots and micromechanical systems, Sensors and Actuators 19 (1989), pp. 267-287.
- [27] P. Ruther, Entwicklung eines LIGA-Mikrosystems zur Messung mechanischer Eigenschaften von Mikroproben, Dissertation, Universität Karlsruhe (1997).
- [28] P. Ruther, W. Bacher, K. Feit and W. Menz, LIGA microtesting system with integrated strain gauges for force measurement, Proc. MEMS 97, Nagoya, Japan, IEEE Catalog No.97CH36021, (1997), pp. 541-545.
- [29] M. Tabib-Azar and J. S. Leane, Direct optical control for a silicon microactuator, Sensors and Actuator A21-A23 (1990), pp. 229-235.
- [30] M.W. Hamberg, C. Neagu, J.G.E. Gardeniers, D.J. Ijntema and M. Elwenspoek, An electrochemical microactuator, Proc. MEMS 95, Amsterdam, the Netherlands, IEEE Catalog No. 95CH35754 (1995), pp. 106-110.
- [31] N.E. Agbor, M.C. Petty and A.P. Monkman, Polyaniline thin films for gas sensing, Sensors and Actuators B28 (1995), pp. 173-179.
- [32] S. Shoji and M. Esashi, Microflow devices and systems, J. Micromech. Microeng. 4 (1994), pp. 157-171.
- [33] H. Jerman, Electrically-activated micromachined diaphragm valves, Proc. Microsystem Technologies 90, Berlin, Germany (1990) pp. 806-811.
- [34] H. Jerman, Electrically-activated, normally-closed diaphragm valves, Proc. Transducers 91, San Francisco, USA (1991) pp. 1045-1048.
- [35] H.P. Trah, H. Baumann, C. Döring, H. Goebel, T. Grauer and M. Mettner, Micromachined valve with hydraulically actuated membrane subsequent to a thermoelectrically controlled bimorph cantilever, Sensors and Actuators A 39 (1993), pp. 169-176.

- [36] H. Jerman, Electrically-activated, normally-closed diaphragm valve, *J. Micromech. Microeng.* 4 (1994), pp. 210-216.
- [37] M. Freygang, H. Haffner, S. Messner and B. Schmidt, A new concept of a bimetallically actuated, normally-closed microvalve, *Proc. Transducers 95*, Stockholm, Sweden (1995), p. 530-News.
- [38] M. Freygang, H. Glosch, H. Haffner and S. Messner, Thermal actuation units for microvalves and micropumps, *Proc. Actuator 96*, Bremen, Germany (1996), pp. 84-87.
- [39] J. Franz, H. Baumann and H.P. Trah, A monolithic silicon micro-liquid handling system with bimetallic valve and calorimetric flow sensor, *Proc. Actuator 96*, Bremen, Germany (1996), pp. 29-32.
- [40] S. Messner, M. Müller, V. Burger, J. Schaible and R. Zengerle, A 3-way microvalve for pneumatic applications, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 107-110.
- [41] M.J. Zdeblick and J.B. Angell, A microminiature electric-to-fluidic valve, *Proc. Transducers 87*, Tokyo, Japan (1987) pp. 827-829.
- [42] M.J. Zdeblick, R. Anderson, J. Jankowski, B. Kline-Schoder, L. Christel, R. Miles, W. Weber, Thermopneumatically actuated microvalve and integrated electro-fluidic circuits, *Proc. Actuator 94*, Bremen, Germany (1994), pp. 56-60.
- [43] J. Fahrenberg, D. Maas, W. Menz and W.K. Schomburg, Active microvalve system manufactured by the LIGA process, *Proc. Actuator 94*, Bremen, Germany (1994), pp. 71-74.
- [44] C.A. Rich and K.D. Wise, An 8-bit microflow controller using pneumatically-actuated microvalves, *Proc. MEMS 99*, Orlando, Florida, USA, (1999), pp. 130-135.
- [45] C. Grosjean, X. Yang and Y.C. Tai, A practical thermopneumatic valve, *Proc. MEMS 99*, Orlando, Florida, USA, (1999), pp. 147-152.
- [46] T. Lisec, S. Hoerschelmann, H.J. Quenzer, B. Wagner and W. Benecke, Thermally driven microvalve with buckling behavior for pneumatic applications, *Proc. MEMS 94*, Oiso, Japan, IEEE Catalog No. 94CH3404-1, (1994), pp. 13-17.
- [47] C. Goll, W. Bacher, B. Büstgens, D. Maas, W. Menz and W.K. Schomburg, Microvalves with bistable buckled polymer diaphragms, *Proc. Transducers 95*, Stockholm, Sweden (1995), p. 523-News.
- [48] C. Goll, W. Bacher, B. Büstgens, D. Maas, W. Menz and W.K. Schomburg, Microvalves with bistable buckled polymer diaphragms, *J. Micromech. Microeng.* 6 (1996), pp. 77-79.
- [49] T. Lisec, M. Kreuzer and B. Wagner, A bistable microswitch for driving fluidic components, *Sensors and Actuators A 54* (1996), pp. 746-749.
- [50] C. Goll, *Entwicklung, Herstellung und Test von aktiven Mikroventilen für pneumatische Anwendungen*, Dissertation Universität Karlsruhe (1997).
- [51] M.J. Tsai, S.C. Hsu, C.H. Ke, R.H. Jang and C.Y. Wu, A thermally buckling microvalve with integrated flow sensor, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 130-136.
- [52] M. Esashi, Integrated microflow control systems, *Sensors and Actuators A21-A23* (1990), pp. 161-167.

- [53] S. Shoji, B. van der Shoot, N.F. de Rooij and M. Esashi, Smallest dead volume microvalves for integrated chemical analyzing systems, Proc. Transducers 91, San Francisco, USA (1991), pp. 1052-1055.
- [54] J. Joswig, Active micromechanic valve, J. Micromech. Microeng. 2 (1992), pp. 262-265.
- [55] J. Shinohara, M. Suda, K. Furuta and T. Sakuhara, A high pressure-resistance micropump using active and normally-closed valves, Proc. MEMS 00, Miyazaki, Japan (2000).
- [56] M. Weinmann, P. Post, H. Vollmer, R. Wanner, S. Kluge, P. Woias, Pneumatic silicon microvalves with piezoelectric actuation, Proc. Actuator 00, Bremen, Germany (2000), pp. 224-227.
- [57] T. Ohnstein, T. Fukiura, J. Ridley and U. Bonne, Micromachined silicon microvalve, Proc. MEMS 90, Napa Valley, USA (1990), pp. 95-98.
- [58] J. Branbjerg and P. Gravesen, A new electrostatic actuator providing improved stroke-length and force, Proc. MEMS 92, Travemünde, Germany, IEEE Catalog No. 92CH3093-2, (1992), pp. 6-11.
- [59] D. Bosch, B. Heimhofer, G. Muck, H. Seidel, U. Thumser and W. Welser, A silicon microvalve with combined electromagnetic / electrostatic actuation, Sensors and Actuators A37-A38 (1992), pp. 684-692.
- [60] M.A. Huff, J.R. Gilbert and M.A. Schmidt, Flow characteristics of a pressure-balanced microvalve, Proc. Transducers 93, Yokohama, Japan (1993), pp. 98-101.
- [61] M. Shikida and K. Sato, Characteristics of an electrostatically driven gas valve under high pressure conditions, Proc. MEMS 94, Oiso, Japan, IEEE Catalog No. 94CH3404-1, (1994), pp. 235-240.
- [62] K. Sato and M. Shikida, An electrostatically actuated gas valve with an S-shaped film element, J. Micromech. Microeng. 4 (1994), pp. 205-209.
- [63] J.H. Babaei, R.S. Huang and Ch.Y. Kwok, A new bistable microvalve using a SiO₂ beam as the movable part, Proc. Actuator 94, Bremen, Germany (1994), pp. 34-37.
- [64] C. Goll, W. Bacher, B. Büstgens, D. Maas, R. Ruprecht and W.K. Schomburg, Electrostatically actuated polymer microvalve equipped with a movable membrane electrode, Proc. MME 96, Barcelona, Spain (1996), pp. 231-234.
- [65] S. Kluge, G. Klink, M. Biller, B. Hillerich and P. Woias, On the static and dynamic behaviour of an electrostatically movable plate actuator, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany (1998), pp. 114-117.
- [66] K. Yanagisawa, H. Kuwano and A. Tago, an electromagnetically driven microvalve, Proc. Transducers 93, Yokohama, Japan (1993), pp. 102-105.
- [67] O. Krusemark, A. Feustel and J. Müller, Electromagnetic active valve for fluids and gases, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany (1998), pp. 126-128.
- [68] A. Meckes, J. Behrens and W. Benecke, A microvalve with electromagnetic actuator, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany (1998), pp. 152-155.
- [69] S. Shoji, M. Esashi and M. Matsuo, Prototype miniature blood gas analyzer fabricated on a silicon wafer, Sensors and Actuators 14 (1988), pp. 101-107.

- [70] J.D. Bush and A.D. Johnson, Prototype microvalve actuator, Proc. MEMS 90, Napa Valley, California, USA (1990).
- [71] C.A. Ray, C.L. Sloan, A.D. Johnson, J.D. Busch and B.R. Petty, A Silicon-Based Shape Memory Alloy Microvalve, Mat. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 276 (1992), pp. 161-166.
- [72] A.D. Johnson and A.R. Curtis, Shape memory alloy film actuated microvalve, U.S. Patent #5,325,880, Jul. 5, (1994).
- [73] A.D. Johnson and E.J. Shahoian, Recent progress in thin film shape memory microactuators, Proc. MEMS 95, Amsterdam, the Netherlands, IEEE Catalog No. 95CH35754 (1995), pp. 216-220.
- [74] C.R. Neagu, J.G.E. Gardeniers, M. Elwenspoek and J.H.J. Fluitman, An electrochemically actuated microvalve, Proc. Actuator 96, Bremen, Germany (1996), pp. 41-44.
- [75] T.S.J. Lammerink, N. Olij, J.W. Berenschot, R.E. Oosterbroek, J.G.E. Gardeniers, C. Neagu, A. van den Berg, M. Haller, G.J.M. Krijnen and M.C. Elwenspoek, A normally closed active valve using bulk micromachining, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany (1998), pp. 122-125.
- [76] Voltage sensitive orifice, LDI Pneutronics, Hollis, NH, USA.
- [77] H. Töpfer, Bürkert, Großröhrsdorf, Deutschland, private Mitteilung.
- [78] P. Muralt, M. Kohli, T. Maeder, A. Kholkin, K. Brooks, N. Setter and R. Luthier, Fabrication and characterization of PZT thin-film vibrators for micromotors, Sensors and Actuators A 48 (1995), pp. 157-165.
- [79] M. Mescher, T. Abe, B. Brunett, H. Metla, T.E. Schlesinger and M. Reed, Piezoelectric lead-zirconate-titanate actuator films for microelectromechanical systems applications, Proc. MEMS 95, Amsterdam, the Netherlands, IEEE Catalog No. 95CH35754 (1995), pp. 261-266.
- [80] F. Gugenberger, I. Fergen, E. Quandt and H. Holleck, Materials development of piezoelectric thin films for actuator devices - comparative study of PZT and wurzite type materials grown by magnetron sputtering, Proc. Micro Materials 97, Berlin, Germany (1997), pp. 608-611.
- [81] FluistorTM, Redwood Microsystems, Menlo Park, CA, USA.
- [82] EG&G IC Sensors, Milpitas, CA, USA.
- [83] B. Wagner, M. Kreuzer and W. Benecke, Linear and rotational magnetic micromotors fabricated using silicon technology, Proc. MEMS 92, Travemünde, Germany, IEEE Catalog No. 92CH3093-2 (1992), pp. 183-189.
- [84] H. Guckel, T. Christensen, T. Earles, K. Skrobis, D. Zook and T. Ohnstein, Electromagnetic, spring constrained linear actuator with large throw, Proc. Actuator 94, Bremen, Germany (1994), pp. 52-55.
- [85] H. Guckel, T. Earles, J. Klein, D. Zook and T. Ohnstein, Electromagnetic linear actuators with inductive position sensing for microrelay, microvalve and precision positioning applications, Proc. Transducers 95, Stockholm, Sweden (1995), pp. 324-327.

- [86] B. Rogge, J. Schulz, J. Mohr, A. Thommes and W. Menz, Fully batch fabricated magnetic microactuators using a two layer LIGA process, Proc. Transducers 95, Stockholm, Sweden (1995), pp. 320-323.
- [87] B. Rogge, J. Schulz, J. Mohr and A. Thommes, Magnetic microactuators fabricated by the LIGA technique for large displacements or large forces, Proc. Actuator 96, Bremen, Germany (1996), pp. 112-115.
- [88] S. Massoud-Ansari, P.S. Magnat, J. Klein and H. Guckel, A multi-level, LIGA-like process for three dimensional actuators, Proc. MEMS 96, San Diego, USA (1996), pp. 285-289.
- [89] T. Earles, P. Mangat, J. Klein and H. Guckel, Magnetic microactuators for relay applications, Proc. Actuator 96, Bremen, Germany (1996), pp. 132-135.
- [90] H. Guckel, Progress in electromagnetic microactuators, Proc. Actuator 96, Bremen, Germany (1996), pp. 45-48.
- [91] N. Tabat, J. Klein and H. Guckel, Single flux-path bidirectional linear actuators, Proc. Transducers 97, Chicago, USA (1997), pp. 789-792.
- [92] M. Klöpzig, A novel linear micromachined electromagnetic actuator including magnetic suspension, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany (1998), pp. 548-551.
- [93] P. Krippner, Hochempfindliche LIGA-Mikrospektrometersysteme für den Infrarotbereich, Dissertation Universität Karlsruhe (1999).
- [94] W.C. Tang, T.H. Nguyen and R.T. Howe, Laterally driven polysilicon resonant microstructures, Sensors and Actuators 20 (1989), pp. 25-32.
- [95] J. Mohr, C. Burbaum, P. Bley, W. Menz and U. Wallrabe, Movable microstructures manufactured by the LIGA process as basic elements for microsystems, Proc. Int. Conf. on Microelectromechanical Systems, Berlin (1990), pp. 529-538.
- [96] C.J. Kim, A.P. Pisano, R.S. Muller and M.G. Lim, Polysilicon microgripper, IEEE Solid-State Sensor and Actuator Workshop, IEEE Catalog No. 90CH2783-9 (1990), pp. 48-51.
- [97] T. Hirano, T. Furuhashi, K.J. Gabriel and H. Fujita, Design, fabrication and operation of submicrometer gap comb-drive microactuators, J. Microelectromech. 1 (1992), pp. 52-59.
- [98] D. Kobayashi, T. Hirano, T. Furuhashi and H. Fujita, An integrated lateral tunneling unit, Proc. MEMS 92, Travemünde, Germany, IEEE Catalog No. 92CH3093-2 (1992), pp. 214-219.
- [99] Y. Gianchandani and K. Najafi, Micron-sized, high aspect ratio bulk silicon micromechanical devices, Proc. MEMS 92, Travemünde, Germany, IEEE Catalog No. 92CH3093-2 (1992), pp. 208-213.
- [100] V.P. Jaecklin, C. Linder, N.F. de Rooij and J.M. Moret, Micromechanical comb actuators with low driving voltage, J. Micromech. Microeng. 2 (1992), pp. 250-255.
- [101] V.P. Jaecklin, C. Linder, N.F. de Rooij, J.M. Moret, R. Bischof and F. Rudolf, Novel polysilicon comb-actuators for XY-stages, Proc. MEMS 92, Travemünde, Germany, IEEE Catalog No. 92CH3093-2 (1992), pp. 147-149.

- [102] J. Brugger, V.P. Jaecklin, C. Linder, N. Blanc, P.F. Indermühle and N.F. de Rooij, Microfabricated tools for nanoscience, *J. Micromech. Microeng.* 3 (1993), pp. 161-167.
- [103] M. Kohl und J. Mohr, Entwurf elektrostatischer Linearaktoren, IMT-Bericht Nr. 110/30 (1993).
- [104] J. Mohr, M. Kohl and W. Menz, Micro optical switching by electrostatic linear actuators with large displacements, *Proc. Transducers 93*, Yokohama, Japan (1993), pp. 120-124.
- [105] T. Akiyama and K. Shono, Controlled stepwise motion in polysilicon microstructures, *J. Microelectromechanical Syst.*, Vol. 2, No. 3 (1993), pp. 106-110.
- [106] H. Kalb, B. Kowanz, W. Bacher, J. Mohr and R. Ruprecht, Electrostatically driven linear stepping motor in LIGA technique, *Proc. Actuator 94*, Bremen, Germany (1994), pp. 83-85.
- [107] H. Guckel, T.R. Christenson, T. Earles, K.J. Skrobis and J. Klein, Processing and design considerations for high force output - large throw electrostatic, linear microactuators, *Proc. Actuator 94*, Bremen, Germany (1994), pp. 105-108.
- [108] A. Selvakumar, K. Najafi, W.H. Juan and S. Pang, Vertical comb array microactuators, *Proc. MEMS 95*, Amsterdam, the Netherlands, IEEE Catalog No. 95CH35754 (1995), pp. 43-48.
- [109] M.W. Börner, M. Kohl, F.J. Pantenburg, W. Bacher, H. Hein and W.K. Schomburg, Movable microstructures made by a sub-micron LIGA process, *Proc. HARMST 95*, Karlsruhe, Germany (1995).
- [110] M.W. Börner, M. Kohl, F.J. Pantenburg, W. Bacher, H. Hein and W.K. Schomburg, Sub-micron LIGA process for movable microstructures, *Microelectronic Engineering* 30 (1996), pp. 505-508.
- [111] M. Kohl, J. Göttert and J. Mohr, Verification of the micromechanical characteristics of electrostatic linear actuators, *Sensors and Actuators A* 53 (1996), pp. 416-422.
- [112] U. Gengenbach, J. Göttert, M. Kohl, M. Marth, J. Mohr and A. Müller, A modular fabrication concept for photonic devices using the LIGA process, *Proc. Microsystem Technologies 96*, Potsdam, Germany (1996), pp. 519-524.
- [113] M.H. Kiang, J.T. Nee, K.Y. Lau and R.S. Muller, Surface-micromachined diffraction gratings for scanning spectroscopic applications, *Proc. Transducers 97*, Chicago, USA (1997), pp. 343-345.
- [114] N. Tas, J. Wissink, L. Sander, T. Lammerink and M. Elwenspoek, The shuffle motor: a high force, high precision linear electrostatic stepper motor, *Proc. Transducers 97*, Chicago, USA (1997), pp. 777-780.
- [115] M. Baltzer, T. Kraus and E. Obermeier, A linear stepping actuator in surface micromachining technology for low voltages and large displacements, *Proc. Transducers 97*, Chicago, USA (1997), pp. 781-784.
- [116] H. Goto, Y. Kamoda and M. Yoneda, Miniature two-dimensional optical device utilizing a multilayered piezoelectric actuator with new displacement expansion mechanism, *Proc. Actuator 92*, Bremen, Germany (1992), pp. 134-140.

- [117] A.M. Flynn, L.S. Tavrow, S.F. Bart, R.A. Brooks, D.J. Ehrlich, K.R. Udayakumar and L.E. Cross, Piezoelectric micromotors and microrobots, *J. micro-electromechanical systems*, Vol.1, No. 1 (1992), pp. 44-51.
- [118] K. Spanner and W.W. Wolny, Trends and challenges in new piezoelectric actuator applications, *Proc. Actuator 96*, Bremen, Germany (1996), pp. 140-146.
- [119] P.D. Atherton, and K. Uchino, New developments in piezo motors and mechanisms, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 164-169.
- [120] H. Debeda, J. Mohr, C. Rembe, J. Schulz, U. Wallrabe and J. Wengelin, Fully batch fabricated LIGA actuators integrated on piezoelectric ceramic substrates, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 54-57.
- [121] M. Hermann, W. Schinköthe and J. Haug, Properties of a piezoelectric travelling wave motor generating direct linear motion, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 238-241.
- [122] J.M. Breguet and R. Clavel, New designs for long range, high resolution, multi-degrees-of-freedom piezoelectric actuators, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 198-201.
- [123] E. Quandt, A. Ludwig and K. Seemann, Giant magnetostrictive multilayers for thin film actuators, *Proc. Transducers 97*, Chicago, USA (1997), pp. 1089-1092.
- [124] F. Claeys, N. Lhermet, J. Betz, K. MacKay, D. Givord, E. Quandt and H. Kronmüller, Linear and rotating magnetostrictive micromotors, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 372-375.
- [125] J.S. Park, L.L. Chu, E. Siwapornsathain, A.D. Oliver, and Y.B. Gianchandani, Long throw and rotary output electro-thermal actuators based on bent-beam suspensions, *Proc. MEMS 00*, Miyazaki, Japan (2000).
- [126] X. Yang, Y.C. Tai and C.M. Ho, Micro bellows actuators, *Proc. Transducers 97*, Chicago, USA (1997), pp. 45-48.
- [127] T.R. Christenson, T.J. Garino, E.L. Venturini and D.M. Berry, Application of deep X-ray lithography fabricated rare-earth permanent magnets to multipole magnetic microactuators, *Proc. Transducers 99*, Sendai, Japan (1999), pp. 98-101.
- [128] T.M. Liakopoulos, W. Zhang and C.H. Ahn, Electroplated thick CoNiMnP permanent magnet arrays for micromachined magnetic device applications, *Proc. MEMS 96*, San Diego, USA (1996), pp. 79-84.
- [129] A. Thommes, W. Bacher, K. Leyendecker, W. Stark, H. Liebscher and Ch. Jakob, LIGA-microstructures from NiFe alloy: preparation by electroforming and their magnetic properties, *Proc. Meeting of the American Electrochem Soc.*, New Orleans, USA (1993), pp. 89-102.
- [130] W.S.N. Trimmer and K.J. Gabriel, Design considerations for a practical electrostatic micromotor, *Sensors and Actuators 11* (1987), pp. 189-206.
- [131] T.A. Roessig, R.T. Howe, A.P. Pisano and J.H. Smith, Surface-micromachined resonant accelerometer, *Proc. Transducers 97*, Chicago, USA (1997), p. 3B2.02.
- [132] J.H.J. Fluitman and H. Guckel, Micro actuator principles, *Proc. Actuator 96*, Bremen, Germany (1996), pp. 23-28.

- [133] K. Spanner, Breakthrough in piezo actuator applications, Proc. Actuator 00, Bremen, Germany (2000), pp. 236-241.
- [134] C.M. Wayman, Introduction to Crystallography of Martensitic Transformations, MacMillan, New York (1964) p. 23.
- [135] J.W. Christian, The Theory of Transformations in Metals and Alloys, Pergamon Press, Oxford (1965).
- [136] Z. Nishiyama, Martensitic Transformation, Academic Press, New York (1978).
- [137] E. Hornbogen, in 'Legierungen mit Formgedächtnis', Expert-Verlag Esslingen, Ed. D. Stöckel (1988).
- [138] W.J. Buehler, J.V. Gilfrich and R.C. Wiley, J. Appl. Phys. 34 (1963) p. 1475.
- [139] K. Otsuka and C.M. Wayman, Shape Memory Materials, Cambridge University Press (1998).
- [140] S. Miyazaki and K. Otsuka, Deformation and Transition Behavior Associated with the R-Phase in Ti-Ni Alloys, Metall. Trans. A, Vol. 17A, (1986) pp. 53-63.
- [141] K. Takezawa, H. Imamura, K. Tanizaki and S. Sato, J. de Physique C-4 Suppl. No. 12 (1982) pp. 741-746.
- [142] S. Miyazaki, S. Kimura, K. Otsuka and Y. Suzuki, Scr. Metall. 18 (1984) p. 883.
- [143] R. Kainuma, M. Matsumoto and T. Honma, Proc. ICOMAT'86, Nara, Japan (1986) p. 717.
- [144] T. Saburi, S. Nenno, Y. Nishimoto and M. Zeniya, J. Iron and Steel Inst. Japan, 72 (1986) p. 571.
- [145] K. Otsuka, H. Sakamoto and K. Shimizu, Acta Metall. 27 (1979) p. 585.
- [146] T.W. Duerig and R. Zadno, An engineer's perspective of pseudoelasticity, in: Engineering Aspects of Shape Memory Alloys, Butterworth-Heinemann, London (1990) pp. 369-393.
- [147] E. Hornbogen, On the term Pseudoelasticity, Z. Metall. 86 (1995), pp. 341-344.
- [148] I. Müller and H. Xu, On the hysteresis in shape memory alloys, in: The martensitic transformation in Science and Technology, Eds.: E. Hornbogen and N. Jost, DGM Informationsgesellschaft Verlag (1989), pp. 319-324.
- [149] R.W. Cahn, Acta Metall., 1 (1953) p. 49.
- [150] K. Otsuka and C.M. Wayman, in: Deformation Behavior of Materials, Ed.: Feltham, Vol. II, Freund Publishing House, Israel (1977) p. 91.
- [151] S. Miyazaki, S. Kimura and K. Otsuka, Scripta Metall. 18 (1984), p. 883.
- [152] T. Saburi and S. Nenno, Proc. Int. Conf. on Solid-Solid Phase Transformations, AIME, NY (1982) p. 1455.
- [153] G. Guenin, The two-way memory effect in relation to the nucleation and growth of martensite, in: The Martensitic Transformation in Science and Technology, Eds: E. Hornbogen, N. Jost, DGM Informationsgesellschaft Verlag (1989), pp. 39-52.
- [154] S. Miyazaki, Y. Ohmi, K. Otsuka and Y. Suzuki, J. de Physique 43, Suppl. 12 (1982) p. C4-255.

- [155] M.S. Wechsler, D.S. Liebermann and T.A. Read, *Trans. AIME*, 197 (1953) p. 1503.
- [156] J.S. Bowles and J.K. Mackenzie, *Acta Metall.*, 2 (1954) p. 129.
- [157] J.W. Christian, *J. Inst. Metals*, 84 (1955) p. 386.
- [158] J. Tichy und G. Gautschi, *Piezoelektrische Meßtechnik*, Kap. 4, *Elastische Eigenschaften der Kristalle*, Springer-Verlag, Heidelberg (1980).
- [159] J. Ortin and A. Planes, *Acta Metall.* 36 (1988), p. 1873.
- [160] E. Hornbogen, *The Effect of Variables on Martensitic Transformation Temperatures*, *Acta. Metall.* 33 (1985), pp. 595-601.
- [161] X. Gao, M. Huang and L.C. Brinson, *A multivariant micromechanical model for SMAs. Part 1. Crystallographic issues for single crystal model*, *Int. J. of Plasticity* 16 (2000), pp. 1345-1369.
- [162] M. Huang, X. Gao and L.C. Brinson, *A multivariant micromechanical model for SMAs. Part 2. Polycrystal model*, *Int. J. of Plasticity* 16 (2000), pp. 1371-1390.
- [163] M. Achenbach and I. Müller, *Simulation of Material Behaviour of Alloys with Shape Memory*, *Arch. Mech.* 37, 6 (1985), pp. 573-585.
- [164] N. Papenfuß and S. Seelecke, *Simulation and control of SMA actuators*, *Proc. SPIE 6th Ann. Int. Symp. Smart Struct. Mat.*, Vol. 3667, Newport Beach, USA, (1999).
- [165] K. Tanaka, S. Kobayashi and Y. Sato, *Thermomechanics of Transformation Pseudoelasticity and Shape Memory Effect in Alloys*, *Int. J. Plasticity*, 2 (1986) pp. 59-72.
- [166] C. Liang and C.A. Rogers, *One-Dimensional Thermomechanical Constitutive Relations for Shape Memory Materials*, *J. Intell. Matl. Syst & Struct.*, 1 (1990) pp. 207-234.
- [167] L.C. Brinson, *One Dimensional Constitutive Behavior of Shape Memory Alloys: Thermomechanical Derivation with Non-Constant Material Functions and Redefined Martensite Internal Variable*, *J. Intell. Matl. Syst & Struct.*, 4 (1993) pp. 229-242.
- [168] K. Ikuta and H. Shimizu, *Two Dimensional Mathematical Model of Shape Memory Alloy and Intelligent SMA-CAD*, *Proc. MEMS 93*, Fort Lauderdale, USA, IEEE Catalog No. 0-7803-0957-2/93 (1993) pp. 87-92.
- [169] J.G. Boyd and D.C. Lagoudas, *Thermomechanical Response of Shape Memory Composites*, *J. Intell. Matl. Syst & Struct.*, 5 (1994) pp. 333-346.
- [170] Y. Ivshin and T.J. Pence, *A Thermomechanical Model for a One Variant Shape Memory Material*, *J. Intell. Matl. Syst & Struct.*, 5 (1994) pp. 455-473.
- [171] L.C. Brinson and M.S. Huang, *Simplifications and Comparisons of Shape Memory Alloy Constitutive Models*, *J. Intell. Matl. Syst & Struct.*, 7 (1996) pp. 108-114.
- [172] S. Leclercq and C. Lexcellent, *A general macroscopic description of the thermomechanical behavior of shape memory alloys*, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 44, No.6 (1996), pp. 953-980.
- [173] P. Wollants, M. De Bonte and J.R. Roos, *Z. Metallkd.*, 70 (1979) p. 113.

- [174] G.B. Stachowiak and P.G. McCormic, Shape Memory Behaviour Associated with the R and Martensitic Transformations in a NiTi Alloy, *Acta Metall.*, Vol. 36 No. 2 (1988) pp. 291-297.
- [175] B. Krevet and M. Kohl, Simulation of shape memory devices with coupled finite element programs, *Proc. of MSM 2001*, Florida, USA (2001) pp. 282-285.
- [176] K.N. Melton, Ni-Ti based shape memory alloys, in: *Engineering Aspects of Shape Memory Alloys*, Butterworth-Heinemann, London (1990) pp. 369-393.
- [177] G. Chattopadhyay and H. Kleykamp, *Z. Metallkd.* 74 (1983) p. 182.
- [178] T. Saburi, M. Yoshida and S. Nenno, *Scr. Metall.* 18 (1984) p. 363.
- [179] G.D. Sandrock, A.J. Perkins and R.F. Hehemann, *Metall. Trans.* 2 (1971) p. 2769.
- [180] M. Kohl, K.D. Skrobanek, A. Schüßler, M. Teschner and S. Miyazaki, Stress-optimised integrated linear actuators with shape memory effect, *Proc. Actuator 96*, Bremen, Germany (1996), pp. 366-369.
- [181] M. Kohl, E. Just, W. Pfleging and S. Miyazaki, SMA microgripper with integrated antagonism, *Sensors and Actuators A83* (2000), pp. 208-213.
- [182] M. Kohl, D.M. Allen, T.T. Chen, S. Miyazaki and M. Schwörer, Anisotropy in microdevices produced by micromachining of cold-rolled NiTi sheets, *Materials Science and Engineering A270* (1999) pp. 145-150.
- [183] M. Kohl, K.D. Skrobanek, C.M. Goh, D.M. Allen, Mechanical characterization of shape memory micromaterials, *Proc. Int. Conf. on Microlithography and Metrology in Micromachining II*, Austin, Texas, USA, M.T. Postek and C. Friedrich Eds., SPIE Vol. 2880, (1996), p. 108.
- [184] K.D. Skrobanek, M. Kohl and S. Miyazaki, Stress-optimised shape memory devices for the use in microvalves, *Proc. ESOMAT 97*, Enschede, The Netherlands (1997).
- [185] K. Kitamura, S. Miyazaki, H. Iwai and M. Kohl, Effect of heat treatment on the texture in rolled TiNi thin plates, *Proc. SMST 97*, Pacific Grove, California, USA (1997), p. 47.
- [186] A. Khantachawana, S. Miyazaki, H. Iwai and M. Kohl, Effect of heat-treatment and anisotropy of transformation strain in Ti-Ni-Fe rolled thin plates, *Mat. Science and Eng. A273-275* (1999), pp. 763-768.
- [187] K. Kitamura, S. Miyazaki, H. Iwai and M. Kohl, Effect of rolling reduction on the deformation texture and anisotropy of transformation strain in Ti-50.2at%Ni thin plates, *Mat. Science and Eng., A273-275* (1999), pp. 758-762.
- [188] D. Stöckel, Status and Trends in Shape Memory Technology, *Proc. ACTUATOR 92*, Bremen, Germany (1992) pp. 79-84.
- [189] S. Miyazaki, Thermal and Stress Cycling Effects and Fatigue Properties of NiTi Alloys, in: *Engineering Aspects of Shape Memory Alloys*, Butterworth-Heinemann, London (1990) pp. 394-413.
- [190] W.J. Moberly and K.N. Melton, Ni-Ti-Cu shape memory alloys, in: *Engineering Aspects of Shape Memory Alloys*, Butterworth-Heinemann, London (1990) pp. 46-57.

- [191] M. Kohl and K.D. Skrobanek, Linear microactuators based on the shape memory effect, Proc. Transducers 97, Chicago, USA, IEEE Catalog number 97TH8267 (1997), pp. 785-788.
- [192] P.G. Lindquist and C.M. Wayman, Shape memory and transformation behavior of martensitic Ti-Pd-Ni and Ti-Pt-Ni alloys, in: Engineering Aspects of Shape Memory Alloys, Butterworth-Heinemann, London (1990) pp. 58-68.
- [193] V.N. Khachin, V.E. Grunter, V.P. Sivokha and A.S. Savvinov, Proc. ICOMAT 79, Cambridge, MA, USA (1979) p. 474.
- [194] K. Ikuta, M. Hayashi, T. Matsuura and H. Fujishiro, Shape memory alloy thin film fabricated by laser ablation, Proc. MEMS 94, Oiso, Japan, IEEE Catalog No. 94CH3404-1, (1994), pp. 355-360.
- [195] S. Kajiwara, T. Kikuchi and K. Ogawa, Strengthening of Ti-Ni shape memory films by coherent subnanometric plate precipitates, Phil. Mag. Letters, Vol. 74, No. 3 (1996), pp. 137-144.
- [196] A. Kajiwara, K. Yamazaki, K. Ogawa, T. Kikuchi and S. Miyazaki, Basic principles for alloy designing of composition-insensitive SMA Ti-Ni based thin films with large recovery force, Proc. SMART 2000, Sendai, Japan.
- [197] M. Kohl, D. Dittmann, E. Quandt and B. Winzek, Thin film shape memory microvalves with adjustable operation temperature, Sensors and Actuators A83 (2000), pp. 214-219.
- [198] M. Kohl, K.D. Skrobanek, E. Quandt, P. Schloßmacher, A. Schübler and D.M. Allen, Development of microactuators based on the shape memory effect, Journal de Physique IV C8 (1995) pp. 1187-1192.
- [199] J. Hesselbach, R. Pittschellis, H. Stork, E. Hornbogen and M. Mertmann, Optimization and control of electrically heated shape memory actuators, Proc. ACTUATOR 94, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (1994) pp. 337-340.
- [200] T. Hashinaga, S. Miyazaki, T. Ueki and H. Horikawa, Transformation and deformation behavior in sputter-deposited Ti-Ni-Cu thin films, Journal de Physique IV C8 (1995) pp. 689-694.
- [201] E. Quandt and H. Holleck, Shape memory thin films of the system Ti-(Ni-Pd-Cu), Mat. Res. Soc. Symp. Proc., Vol. 459 (1997), pp. 465-470.
- [202] E. Quandt, C. Halene, H. Holleck, K. Feit, M. Kohl, P. Schloßmacher, A. Skokan and K.D. Skrobanek, Sputter deposition of TiNi, TiNiPd and TiPd films displaying the two-way shape memory effect, Sensors and Actuators A 53 (1996), pp. 434-439.
- [203] S. Miyazaki, T. Hashinaga, K. Yumikura, H. Horikawa, T. Ueki and A. Ishida, Shape memory characteristics of sputter-deposited Ti-Ni-base thin films, SPIE Proc. Series Vol. 2441 (1995), pp. 156-164.
- [204] M Kohl, D. Dittmann, E. Quandt, B. Winzek, S. Miyazaki and D.M. Allen, Shape memory microvalves based on thin films or rolled sheets, Mat. Science & Eng. A273-275 (1999), pp. 784-788.
- [205] B. Winzek, E. Quandt and H. Holleck, Shape memory thin film composites with adjustable transformation temperatures and hysteresis, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed. (1998), pp. 461-464.

- [206] B. Winzek, Entwicklung, Herstellung und Charakterisierung von Mikroaktoren mit Formgedächtnisschichten auf der Basis von NiTi, Dissertation Universität Karlsruhe (2000).
- [207] B. Winzek, E. Quandt and H. Holleck, Thin Ti(Ni,Cu) film composites, Proc. Actuator 00, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed. (2000), pp. 172-176.
- [208] K. Ullakko, J.K. Huang, C. Kantner, R.C. O'Handley and V.V. Kokorin, Appl. Phys. Lett. Vol. 69 (1996), pp. 1966-1968.
- [209] D.W. Pepper, J.C. Heinrich, The finite element method, Hemisphere publishing corporation, Washington (1992).
- [210] S.S. Rao, The finite element method in engineering, Pergamon press, Oxford (1989).
- [211] L.C. Brinson and R. Lammering, Finite element analysis of the behavior of shape memory alloys and their applications, Int. J. Solids Structures, Vol. 30, No. 23, (1993) pp. 3261-3280.
- [212] F. Auricchio and R.L. Taylor, Shape memory alloy superelastic behavior: 3D finite element simulations, Proc. ICIM'96, Lyon, France, SPIE Vol. 2779, (1996) pp. 487-492.
- [213] S. Leclercq, C. Lexcellent and J.C. Gelin, A finite element calculation for the design of devices made of shape memory alloys, Journal de Physique IV, Colloque C1, Vol. 6, (1996) pp. 225-234.
- [214] S. Seelecke and N. Papenfuß, A finite element formulation for SMA actuators, Proc. 4th Europ. Conf. Smart Struct. Mat., Harrogate, UK, (1998) pp. 357-363.
- [215] B. Krevet, M. Kohl, Gekoppelte Simulation für Anwendungen in der Mikrosystemtechnik, Tagungsband des 4. PMT-Statuskolloquiums, Forschungszentrum Karlsruhe, (2000), S. 209.
- [216] B. Krevet, W. Kaboth, Coupling of FEM Programs for Simulation of Complex Systems, Proc. MSM 98, Santa Clara, USA (1998), pp. 320-324.
- [217] O.C. Zienkiewicz, The finite element method, McGraw-Hill Book Company, 3rd Ed. (1977) pp. 500-523.
- [218] K.D. Skrobanek, Entwicklung von Mikromembranaktoren mit NiTi-Formgedächtnislegierungen, Dissertation Universität Karlsruhe (1998).
- [219] C. Mattheck and S. Burkhardt, Int. J. Fatigue, Vol. 12, (1990), pp. 185-190.
- [220] M. Kapgan and K.N. Melton, Shape memory alloy tube and pipe couplings, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 137-148.
- [221] T. Borden, Shape memory alloy fastener rings, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 158-169.
- [222] E. Cydzik, The design of electrical interconnection systems with shape memory alloys, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 149-157.

- [223] S.M. Fisher, In line anti-scald safety valve, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 303-314.
- [224] T. Todoroki, Shape memory sensor and actuator for air conditioners, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 315-329.
- [225] E. Runtsch, Shape memory actuators in circuit breakers, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 330-337.
- [226] H. Horikawa, Applications for SMAs in Japan, Proc. SMST 99, Antwerpen, Belgium (1999).
- [227] D. Stöckel, Shape memory actuators for automotive applications, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 283-294.
- [228] Y. Furuya and H. Shimada, Shape memory actuators for robotic applications, in: Engineering aspects of shape memory alloys, eds.: T.W. Duerig, K.N. Melton, D. Stöckel, C.M. Wayman, Butterworth-Heinemann, London, (1990) pp. 338-355.
- [229] P. Dario, R. Valleggi, M.C. Carrozza, M.C. Montesi and M. Cocco, Microactuators for microrobots: a critical survey, J. Micromech. Microeng. 2 (1992), pp. 141-157.
- [230] M. Mertmann, E. Hornbogen and K. Escher, Development of a robotic gripper based on a NiTi silicone composite material with integrated sensing functions, Proc. Int. Symposium on Shape Memory Materials, Beijing, China, Y. Chu and H. Tu Eds., (1994), pp. 556-560.
- [231] Y. Suzuki, Fabrication of shape memory materials, in: Shape memory materials, K. Otsuka and C.M. Wayman Eds., Cambridge University Press (1998), pp. 133-148.
- [232] D. Honma, Y. Miwa and N. Iguchi, Application of shape memory effect to digital control actuator, Bulletin of JSME, Vol. 27, No. 230 (1984), pp. 1737-1742.
- [233] J. Hesselbach, R. Pittschellis, E. Hornbogen and M. Mertmann, Shape memory alloys for use in miniature grippers, Proc. SMST 97, Pacific Grove, California (1997), pp. 251-256.
- [234] K. Kuribayashi, A new actuator of joint mechanism using TiNi alloy wire, Int. J. Robotics Res. 4 (1986), pp. 47-58.
- [235] K. J. Gabriel, W.S.N. Trimmer and J.A. Walker, A micro rotary actuator using shape memory alloys, Sensors and Actuators 15 (1988), pp. 95-102.
- [236] K. Kuribayashi, Millimeter-sized joint actuator using a shape memory alloy, Sensors and Actuators 20 (1989), pp. 57-64.
- [237] K. Ikuta, M. Tsukamoto and S. Hirose, Shape memory alloy servo actuator system with electric resistance feedback and application for active endoscope, Proc. Of IEEE International Conference on Robotic and Automation (1988), pp. 427-430.
- [238] P. Dario, R. Valleggi, M. Perdini and A. Sabatini, A miniature device for medical intracavitary intervention, IEEE No. CH2957-9 (1991), pp. 171-175.

- [239] S. Maeda, O. Tohyama and H. Ito, Micro actuators with shape memory alloy (SMA) coil springs and their application to active fiberscopes, *IEICE Trans. Electron.*, Vol. E80-C, No. 2 (1997), pp. 226-231.
- [240] K. Kuribayashi, S. Shimizu, T. Nishinohara, T. Taniguchi, M. Yoshtake and S. Ogawa, Trial fabrication of micron sized arm using reversible TiNi alloy thin film actuators, *Proc. IEEE/RSJ 93*, Yokohama, Japan (1993), pp. 1697-1702.
- [241] M. Kohl, E. Quandt, A. Schüßler, R. Trapp, and D.M. Allen, Characterization of NiTi shape memory microdevices produced by microstructuring of etched sheets or sputter deposited films, *Proc. Actuator 94*, Bremen, Germany, H. Borgmann and K. Lenz Eds, (1994) , pp. 317-320.
- [242] M. Kohl, D. Dittmann, E. Quandt, B. Winzek, S. Miyazaki and D.M. Allen, Shape memory microvalves based on thin films or rolled sheets, *Proc. ICOMAT 98*, San Carlos de Bariloche, Argentina (1998).
- [243] W.L. Benard, H. Kahn, A.H. Heuer and M.A. Huff, A titanium-nickel shape memory alloy actuated micropump, *Proc. Transducers 97*, Chicago, USA (1997), pp. 361-364.
- [244] A.P. Lee, D.R. Ciarlo, P.A. Krulevitch, S. Lehew, J. Trevino and M.A. Northrup, A practical microgripper by fine alignment, eutectic bonding and SMA actuation, *Sensors and Actuators A54* (1996), pp. 755-759.
- [245] S. Takeuchi and I. Shimoyama, Three dimensional SMA microelectrodes with clipping structure for insect neural recording, *Proc. MEMS 99*, Orlando, Florida, USA (1999).
- [246] Microflow, Dublin, CA, USA.
- [247] Y. Furuya, M. Matsumoto, H.S. Kimura, K. Aoki and T. Masumoto, *Mater. Trans. JIM 31* (1990), p. 504.
- [248] K. Kuhnen and H. Janocha, Compensation of the creep and hysteresis effects of piezoelectric actuators with inverse systems, *Proc. Actuator 98*, Bremen, Germany (1998), pp. 309-312.
- [249] K.D. Skrobanek, O.F. Hagen and M. Kohl, Entwicklung von Mikromembranaktoren mit NiTi-Formgedächtnislegierungen, *Dissertation Universität Karlsruhe* (1998).
- [250] A. Strojek, Entwicklung von druckkompensierten Mikromembranventilen mit NiTi-Formgedächtnisantrieb, *Diplomarbeit Universität Karlsruhe* (1998).
- [251] D. Dittmann, Mikroventile mit Formgedächtnis-Dünnschichten, *Diplomarbeit Universität Karlsruhe* (1998).
- [252] J. Göbes, Entwicklung von Normally-Closed-Mikroventilen mit Formgedächtnis-Dickfilmen, *Diplomarbeit Universität Karlsruhe* (1999).
- [253] I. Hürst, Thermische Optimierung eines Mikroventils mit Formgedächtnisantrieb, *Diplomarbeit Universität Karlsruhe* (1999).
- [254] S. Hoffmann, Formgedächtnis-Mikroventile für die Laboranalytik, *Diplomarbeit Universität Karlsruhe* (2000).
- [255] K.D. Skrobanek, M. Kohl and S. Miyazaki, Stress-optimized shape memory microvalves, *Proc. MEMS 97*, Nagoya, Japan, *IEEE Catalog No.97CH36021*, (1997), pp. 256-261.

- [256] M. Kohl, E. Just, A. Strojek, K.D. Skrobanek, W. Pfleging and S. Miyazaki, Shape memory microvalves for high pressure applications, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany (1998), pp. 473-477.
- [257] M. Kohl, I. Hürst and B. Krevet, Time response of shape memory microvalves, Proc. Actuator 2000, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (2000), pp. 212-215.
- [258] M. Kohl, J. Göbes and B. Krevet, Normally-closed shape memory microvalve, Proc. SMART 2000, Sendai, Japan (2000).
- [259] K.D. Skrobanek, M. Kohl and S. Miyazaki, Stress-optimised shape memory devices for the use in microvalves, J. Phys. IV France 7 (1997), p. C5-597.
- [260] M Kohl, D. Dittmann, E. Quandt, B. Winzek, S. Miyazaki and D.M. Allen, Shape memory microvalves based on thin films or rolled sheets, Mat. Science & Eng. A273-275 (1999), pp. 784-788.
- [261] M. Kohl, K.D. Skrobanek and S. Miyazaki, Development of stress-optimised shape memory microvalves, Sensors and Actuators A72 (1999), pp. 243-250.
- [262] M. Kohl, J. Göbes and B. Krevet, Normally-closed shape memory microvalve, J. of Appl. Electromagnetics and Mechanics 11 (2001), pp. 1-7.
- [263] K.D. Skrobanek, M. Kohl, E. Quandt, Verfahren zur Herstellung eines Bauteils, das eine Funktionsschicht enthält (Fabrication process for a device, which contains a functional layer), DE 198 21 841, EP 99107921.
- [264] W.K. Schomburg, W. Bacher, W. Bier, B. Büstgens, J. Fahrenberg, C. Goll, D. Maas, W. Menz and D. Seidel, Fabrication of microfluidic devices by thermoplastic molding and diaphragm transfer, Proc. ASME 95, San Francisco, California, USA (1995), pp. 951-956.
- [265] W. Kalide, Einführung in die Technische Strömungslehre, Carl Hanser Verlag München, (1990).
- [266] P. Gravesen, J. Branebjerg and O.S. Jensen, Microfluidics - a review, J. Micromech. Microeng. 3 (1993), pp. 168-182.
- [267] Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, Herausgeber W.Beitz und K.H. Küttner, Springer-Verlag Berlin (1983).
- [268] Th. Haas, Laserstrahl-Schweißen von NiTi-Formgedächtnislegierungen, Dissertation Universität Karlsruhe (1996).
- [269] H. Haferkamp, S. Paschko, F. von Alvensleben and M. Goede, Laser material processing of shape memory alloys, Proc. Actuator 2000, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (2000), pp. 163-166.
- [270] D.M. Allen, T. Leong, S.H. Lim and M. Kohl, Photofabrication of the third dimension of NiTi shape memory alloy microactuators, Proc. Int. Conf. on Microlithography and Metrology in Micromachining, Austin, Texas, USA, M.T. Postek and C. Friedrich Eds., SPIE Vol. 3225, (1997), p. 126.
- [271] U. Gellert, Fa. Siemens, Karlsruhe, Deutschland, private Mitteilung.
- [272] H. Töpfer, Fa. Bürkert, Großröhrsdorf, Deutschland, private Mitteilung.

- [273] M. Kohl und K.D. Skrobanek, Mikrogreifer (Microgripper), DE 197 53 523.2-22, PCT/EP 98/06706.
- [274] M. Kohl und K.D. Skrobanek, Mikrosicherung (Microfuse), DE 197 57 024, EPA 98121442.2-2302.
- [275] E. Just, Entwicklung eines Formgedächtnismikrogreifers, Dissertation Universität Karlsruhe (2000).
- [276] K. Hara, K. Hane, M. Sasaki and M. Kohl, Si Micromechanical Fiber-Optic Switch with Shape Memory Alloy Microactuator, Proc. Transducers 99, Sendai, Japan (1999) pp. 790-793.
- [277] E. Just, M. Kohl, W. Pfleging and S. Miyazaki, SMA microgripper with integrated antagonism, Proc. Transducers 99, Sendai, Japan (1999), pp. 1768-1771.
- [278] E. Just, M. Kohl, W. Pfleging and S. Miyazaki, SMA microgripper, Proc. SMST 99, Antwerp Zoo, Belgium, (1999), pp. 280-286.
- [279] E. Just, M. Kohl and S. Miyazaki, Position control of a SMA microgripper, Proc. ESOMAT 2000, Como, Italy (2000).
- [280] M. Kohl and K.D. Skrobanek, Linear microactuators based on the shape memory effect, Sensors and Actuators A 70 (1998), pp. 104-111.
- [281] M. Kohl, E. Just, W. Pfleging and S. Miyazaki, SMA microgripper with integrated antagonism, Sensors and Actuators A83 (2000), pp. 208-213.
- [282] Y. Bellouard, T. Lehnert, J.-E. Bidaux, T. Sidler, R. Clavel and R. Gotthardt, Local annealing of complex mechanical devices: a new approach for developing monolithic micro-devices, Proc. ICOMAT 98, San Carlos de Bariloche, Argentina (1998).
- [283] Y. Bellouard, R. Clavel, J.-E. Bidaux, R. Gotthardt and T. Sidler, A new concept for monolithic shape memory alloy micro-devices used in microrobotics, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (1998), pp. 499-502.
- [284] K. Kuribayashi and S. Shimizu, Direct Joule's heat crystallization treatment for TiNi thin film microactuator, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (1998), pp. 465-468.
- [285] C. Marxer, M.A. Gretillat, N.F. de Rooij, R. Battig, O. Anthamatten, B. Valk and P. Vogel, Vertical mirrors fabricated by reactive ion etching for fiber optical switching applications, Proc. MEMS 97, Nagoya, Japan (1997), pp. 49-54.
- [286] H. Toshiyoshi and H. Fujita, Electrostatic microtorsion mirrors for an optical switch matrix, Journal of MEMS, Vol. 5, No. 4 (1996), pp. 231-237.
- [287] S. Nagaoka, Y. Suzuki and H. Nakada, Compact wavelength selector using a single-mode fiber switch equipped with microoptical fiber chips, Proc. MOEMS 97, Nara, Japan (1997), pp. 165-170.
- [288] M. Hoffmann, P. Kopka and E. Voges, Bistable micromechanical fiber-optic switches on silicon, Proc. MOEMS 98 (1998), pp. 31-35.
- [289] K. Hara, Mimaki Electronic Component Co., Ltd., Nagano, Japan.
- [290] Y. Tatsue and T. Kitahara, Micro-grip system, J. of Robotics and Mechatronics, Vol. 3, No. 1 (1990), pp. 57-59.

- [291] J. Hesselbach and R. Pitschellis, Greifer für die Mikromontage, wt-Produktion und Management 85, Springer Verlag Berlin (1995), S. 595-600.
- [292] G. Greitmann and R.A. Buser, Tactile microgripper for automated handling of microparts, Sensors and Actuators A 53 (1996), pp. 410-415.
- [293] G. Thornell, M. Bexell, J.A. Schweitz and S. Johansson, Design and fabrication of a gripping tool for micromanipulation, Sensors and Actuators A 53 (1996), pp. 428-433.
- [294] R. Salim and H. Wurmus, Multi gearing compliant mechanisms for piezoelectric actuated microgrippers, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (1998), pp. 186-188.
- [295] K.D. Müller, K. Pollak, W. Bacher, M. Hecke and U. Gengenbach, Holistic concept of sensitive gripping and magazining of microcomponents, Proc. Microsystems Technologies 98, Potsdam, Germany (1998), pp. 243-248.
- [296] Y. Bellouard, T. Lehnert, J.-E. Bidaux, T. Sidler, R. Clavel and R. Gotthardt, Local annealing of complex mechanical devices: a new approach for developing monolithic micro-devices, Proc. ICOMAT 98, San Carlos de Bariloche, Argentina (1998).
- [297] Y. Bellouard, R. Clavel, J.-E. Bidaux, R. Gotthardt and T. Sidler, A new concept for monolithic shape memory alloy micro-devices used in microrobotics, Proc. Actuator 98, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (1998), pp. 499-502.
- [298] B. Köhler and F. Eberle, A digital image processing system to automate the production of microstructures with hot stamping technology, Proc. Microsystems Technologies 98, Potsdam, Germany (1998).
- [299] U. Gengenbach, A. Hofmann, B. Köhler, E. Just, M. Kohl, F. Eberle, F. Engelhardt und R. Scharnowell, Komponenten zum Aufbau modularer Mikrofertigungssysteme, 4. Statuskolloquium des Projekts Mikrosystemtechnik, Forschungszentrum Karlsruhe, (2000), pp. 203-204.
- [300] R.P. Feynman, There's plenty of room at the bottom, Annual meeting of the APS at the California Institute of Technology, December 1959.
Reprint: J. of MEMS 1, No. 1 (1992), pp. 60-66.
- [301] K. Spanner, Breakthrough in piezo actuator apoplications, Proc. Actuator 00, Bremen, Germany, H. Borgmann Ed., (2000), pp. 236-241.
- [302] W. Menz und J. Mohr, Das Potential der Mikrosystemtechnik in der Medizin, in: Mikrosystemtechnik für Ingenieure, VCH Verlagsgesellschaft, 2. Auflage (1997).
- [303] L. Fan, H. Last, R. Wood, B. Dudley, C. Khan-Malek and Z. Ling, SLIGA based underwater waepon safety and arming system, Proc. HARMST 97, Madison, Wisconsin, USA (1997).
- [304] M.S. Rodgers, J.J. Sniegowski, J.J. Allen. S.L. Miller, J.H. Smith and P.J. Mewhorter, Intricate mechanisms-on-a-chip enabled by 5-level surface micromachining, Proc. Transducers 99, Sendai, Japan (1999), pp. 990-993.

Anhang

Abkürzungen und Symbole

a	(nm)	Gitterparameter
<i>a</i>	(mm)	Abstandsparameter bei FGL-Mikroventilen
<i>a_B</i>	(mm)	Länge eines Brückensegments bei FGL-Mikroventilen
<i>a^A</i>	(K ⁻¹)	Konstante zur Beschreibung des kinetischen Verhaltens von FGL
<i>a^M</i>	(K ⁻¹)	Konstante zur Beschreibung des kinetischen Verhaltens von FGL
A	-	Analog
A	-	Ampère
A	-	Austenit
<i>A</i>	(mm ²)	Fläche
<i>A_s</i>	(°C)	Austenit-Starttemperatur
<i>A_p</i>	(°C)	Austenit-Peaktemperatur
<i>A_f</i>	(°C)	Austenit-Endtemperatur
Al	-	Aluminium
At	-	Atom
Au	-	Gold
ASV	-	Analoge Signalverarbeitungseinheit
AMANDA	-	<u>Abformung, Oberflächenmikromechanik und Membranübertragung</u>
b	(nm)	Gitterkonstante
<i>b_B</i>	(mm)	Breite eines Brückensegments bei FGL-Mikroventilen
<i>b^A</i>	(MPa ⁻¹)	Konstante zur Beschreibung des kinetischen Verhaltens von FGL
<i>b^M</i>	(MPa ⁻¹)	Konstante zur Beschreibung des kinetischen Verhaltens von FGL
B	(Tesla)	Magnetische Feldstärke
B	-	Operator der Gitterdeformation
c	(nm)	Gitterkonstante
<i>c</i>	(MPaK ⁻¹)	Spannungsrate
<i>c^{M,A}</i>	(MPaK ⁻¹)	Spannungsrate im martensitischen, austenitischen Zustand
<i>c_p</i>	(Jkg ⁻¹ K ⁻¹)	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
conv	-	Konvektiv
cond	-	Konduktiv
const	-	Konstante
C	(AsV ⁻¹)	Kapazität
C	-	Fluidischer Reibungskoeffizient
<i>C^E_{ik}</i>	(GPa)	E-Modul-Tensor
C	-	Kohlenstoff

Cr	-	Chrom
Cu	-	Kupfer
Cal	-	Kalorie
CAD	-	Computer Aided Design
CAO	-	Computer Aided Optimization
CMOS	-	Komplementäre Metall-Oxid-Halbleiter-Technologie
d	(μm)	Dicke der FGL-Folie oder -Dünnschicht
\vec{d}	-	Vektor der gitterinvarianten Dehnung
d_I	-	Einheitsvektor
$d_{k\lambda}$	(CN^{-1})	Piezoelektrischer Koeffizient
dB	-	Dezibel
D_h	(μm)	Hydraulischer Durchmesser (4·Querschnittsfläche/Umfang)
D	-	Digital
DC	-	Gleichspannung
DSC	-	Differentielle Wärmekalorimetrie
el	-	elastisch
exp	-	experimentell
E	(Vm^{-1})	Elektrische Feldstärke
E	(GPa)	Elastizitätsmodul
E^*	(GPa)	Elastizitätsmodul bei CAO-Optimierung
\bar{E}	(GPa)	Effektiver E-Modul
\bar{E}^R	(GPa)	Effektiver E-Modul im R-Phasenzustand
$E^{M,A}$	(GPa)	Elastizitätsmodul im martensitischen, austenitischen Zustand
E	(J)	Energie
EQ	-	Punkt des Kräftegleichgewichts
F	(N)	Kraft
F^R	(N)	Kraft im R-Phasenzustand
$F^{M,A}$	(N)	Kraft im martensitischen, austenitischen Zustand
F_c	(N)	Schließkraft
F_G	(N)	Gewichtskraft
$F_{\Delta p}$	(N)	Druckkraft
F^{SE}	(N)	Federkraft
FK	(Nm^{-1})	Federkonstante
F	(Hz)	Frequenz
Fe	-	Eisen
Fed	-	Feder
FEM	-	Finite Elemente Methode
FGL	-	Formgedächtnislegierung

F&E	-	Forschung und Entwicklung
g	(ms^{-2})	Gravitationskonstante
g	-	Gramm
G	(Jm^{-3})	Gibbssches Potential
h	(μm)	Balkendicke
h	($\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$)	Latente Wärme des Phasenübergangs
hPa	-	Hektopascal (100 Nm^{-2})
Hf	-	Hafnium
Hz	-	Hertz
i	-	Iterationsschritt bei der FEM-Simulation
i	-	Koordinatenindex
I	-	(3x3)-Einheitsmatrix
I	(A)	Elektrischer Strom
I_y	(μm^4)	Axiales Flächenmoment zweiten Grades
I	(Wm^{-2})	Lichtintensität
I	-	Information
IC	-	Integrierter Schaltkreis
IMT	-	Institut für Mikrostrukturtechnik
j	(Am^{-2})	Elektrische Stromdichte
J	-	Joule
k_0	-	Fitparameter zur Anpassung der konvektiven Kühlleistung
$[k]$	(Nm^{-1})	Element-Steifigkeitsmatrix bei der FEM-Simulation
kg	-	Kilogramm
$[K]$	(Nm^{-1})	Gesamt-Steifigkeitsmatrix bei der FEM-Simulation
K	($\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$)	Wärmeübertragungskoeffizient
\bar{K}	($\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$)	Effektiver Wärmeübertragungskoeffizient
K	-	Kelvin
l	(μm)	Länge
L	(VsA^{-1})	Induktivität
L	(μm)	Spaltlänge in Durchflußrichtung an einem Ventilsitz
LED	-	Leuchtdiode (Light Emitting Diode)
LIGA	-	Lithographie-Galvanik-Abformung
m	-	Meter
m_l	-	Betrag der Gestaltdehnung
m	(kg)	Masse
ms	-	Millisekunde
max	-	Maximum

\vec{M}	(Am ⁻¹)	Magnetisierung
M_b	(Nm)	Biegemoment
M	-	Martensit
$M^{+,-}$	-	Martensitvarianten
M_s	(K)	Martensit-Starttemperatur
M_p	(K)	Martensit-Peaktemperatur
M_f	(K)	Martensit-Endtemperatur
M_d	(K)	Obere Grenztemperatur der spannungsinduzierten Martensitbildung
Mn	-	Mangan
MST	-	Mikrosystemtechnik
MOCVD	-	Metalorganic Chemical Vapour Deposition
n	-	Anzahl der Lastschritte bei der FEM-Simulation
n_B	-	Anzahl der Brückensegmente
n.c.	-	Normal geschlossen
n.o.	-	Normal geöffnet
N	-	Newton
N	-	Anzahl der Lastschritte bei der Mehrebenensimulation
N	-	Windungszahl einer Spule
N	-	Magnetischer Nordpol
Nb	-	Niob
Nd	-	Neodym
N_2	-	Stickstoff
Ni	-	Nickel
o	-	orientiert
O	-	Sauerstoff
p_1	-	Einheitsvektor senkrecht zur Habitusebene
p	(hPa)	Druck
p_{in}	(hPa)	Einlaßdruck
p_{out}	(hPa)	Auslaßdruck
p_i	(hPa)	Innendruck
p_e	(hPa)	Außendruck
pe	-	pseudoelastisch
P_1	-	Gestaltdehnungsmatrix
P_2	-	Operator der gitterinvarianten Scherung
P	(W)	Leistung
\vec{P}	(Asm ⁻²)	Polarisation
$\{P\}$	(N)	Matrix der äußeren Kräfte
P_{el}	(W)	Elektrische Heizleistung
P_{conv}	(W)	Konvektive Leistung

P_{cond}	(W)	Konduktive Leistung
Pa	-	Pascal
Pb	-	Blei
Pd	-	Palladium
Pt	-	Platin
PID	-	Proportional-Integral-Differential
PSU	-	Polysulfon
PZT	-	Blei-Zirkonat-Titanat
Q	(As)	Elektrische Ladung
Q	(Sccm)	Durchfluß
Q	(J)	Wärmeenergie
\dot{Q}	(W)	Wärmeleistung
r	(m)	Skalierungsvariable
rd	-	Parallel zur Walzrichtung
R	(mm)	Rundungsradius
R	(Ohm)	Elektrischer Widerstand
R	(Grad)	Operator der Gitterrotation
R	-	Rhomboedrische Phase
R_s	(K)	R-Phasen-Starttemperatur
R_p	(K)	R-Phasen-Peaktemperatur
R_f	(K)	R-Phasen-Endtemperatur
Re	-	Reynoldszahl
Re_t	-	Kritische Reynoldszahl
Ref	-	Referenz
s	-	Sekunde
s	(μm)	Stellweg
s^{SE}	(μm)	Stellweg der Gegenfeder
s_{tot}	(μm)	Vorauslenkung eines Linearaktors
sa	-	Selbstakkommodiert
S	($\text{Jm}^{-3}\text{K}^{-1}$)	Entropiedichte
S_1	(μm)	Auslenkung des Linearantriebs beim FGL-Mikrogreifer
S_2	(μm)	Greiferhub
S	-	Magnetischer Südpol
S	-	Substanz
Si	-	Silizium
SIM	-	Spannungsinduzierter Martensit
Sccm	-	Standard-Kubikzentimeter
t	(s)	Zeit

td	-	Senkrecht zur Walzrichtung
tr	-	Umwandlung
T	(K)	Temperatur
T_E	(K)	Umgebungstemperatur
T_0	(K)	Gleichgewichtstemperatur
Ti	-	Titan
$\{u\}$	(m)	Verschiebung der Knoten pro Element bei der FEM-Analyse
U	(Nm)	Arbeit
U	(Jm ⁻³)	Innere Energiedichte
$\{U\}$	(m)	Gesamtverschiebung der Knoten bei der FEM-Analyse
UV	-	Ultraviolett
V	(m ³)	Volumen
V	(V)	Elektrische Spannung
V	-	Volt
w	(μ m)	Breite eines Biegebalkens
W	-	Watt
WLR	-	Wechsler-Lieber-Read
YAG	-	Yttrium-Aluminium-Granat
x	(m)	Ortsvariable
x_R	(m)	R-Phasenanteil
y	(m)	Ortsvariable
z	(m)	Ortsvariable
$z^{A,M}$	(m)	Auslenkung im austenitischen, martensitischen Zustand
z^R	(m)	Auslenkung im R-Phasenzustand
Zn	-	Zink
Zr	-	Zirkon
α	(Grad)	Auslenkungswinkel
α	(Grad)	Gitterparameter
α	(K ⁻¹)	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
α^*	(K ⁻¹)	Thermischer Ausdehnungskoeffizient bei CAO-Optimierung
α'	(Nm ⁻² K ⁻¹)	Thermischer Koeffizient
β	(Grad)	Gitterparameter
γ	(Grad)	Gitterparameter
γ	(Grad)	Scherwinkel
γ_G	(Grad)	Scherungsgrenze
Δz	(μ m)	Hub des FGL-Antriebs in z-Richtung
ΔH	(Jkg ⁻¹)	Umwandlungsenthalpie
ΔT_{SI}	(K)	Unterkühlung

ΔT_{S2}	(K)	Überhitzung
ε	-	Dehnung
ε_A	-	Maximale reversible Dehnung
ε_p	-	Plastische Dehnung
$\varepsilon^{A,M}$	-	Maximale Dehnung im austenitischen, martensitischen Zustand
ε^R	-	Maximale Dehnung im R-Phasenzustand
$\{\varepsilon\}$	-	Gesamtdehnung in Matrixschreibweise (Summe aus elastischer Dehnung und Umwandlungsdehnung)
$\bar{\varepsilon}$	-	Effektive Dehnung
$\bar{\varepsilon}^{A,M}$	-	Durch FEM-Simulation bestimmte maximale effektive Dehnung im austenitischen, martensitischen Zustand
$\bar{\varepsilon}^R$	-	Durch FEM-Simulation bestimmte maximale effektive Dehnung im R-Phasenzustand
$\bar{\varepsilon}^{tr}$	-	Effektive Umwandlungsdehnung
$\{\varepsilon\}^{el}$	-	Elastische Dehnung in Matrixschreibweise
$\{\varepsilon\}^{tr}$	-	Umwandlungsdehnung in Matrixschreibweise
λ	(Wm ⁻¹ K ⁻¹)	Wärmeleitfähigkeit
μ	-	Permeabilität
μm	-	Mikrometer
μ_0	(VsA ⁻¹ m ⁻¹)	Magnetische Feldkonstante
μR	-	Mikrorechner
ρ	(kgm ⁻³)	Dichte
ρ	(Ohm·m)	Spezifischer elektrischer Widerstand
$\{\rho^{-1}\}$	(Ohm ⁻¹ m ⁻¹)	Matrix der elektrischen Leitfähigkeiten
σ	(Nm ⁻²)	Mechanische Zugspannung
σ_S	(Nm ⁻²)	Mechanische Randspannung
σ_{limit}	(Nm ⁻²)	Mechanische Spannungsgrenze
$\sigma^{A,M}$	(Nm ⁻²)	Maximale mechanische Zugspannung im austenitischen, martensitischen Zustand
σ^R	(Nm ⁻²)	Maximale mechanische Zugspannung im R-Phasenzustand
$\{\sigma\}$	(Nm ⁻²)	Gesamtspannung in Matrixschreibweise (Summe aus austenitischem und martensitischem, bzw. R-Phasenanteil)
$\{\sigma\}^{M,A}$	(Nm ⁻²)	Mechanische Spannung im austenitischen, martensitischen Zustand in Matrixschreibweise
$\{\sigma\}^R$	(Nm ⁻²)	Mechanische Spannung im R-Phasenzustand in Matrixschreibweise
$\bar{\sigma}$	(Nm ⁻²)	Effektive mechanische Spannung
$\bar{\sigma}^{A,M}$	(Nm ⁻²)	Durch FEM-Simulation bestimmte maximale von Mises-Spannung im austenitischen, martensitischen Zustand

$\bar{\sigma}^R$	(Nm ⁻²)	Durch FEM-Simulation bestimmte maximale von Mises-Spannung im R-Phasenzustand
τ	(Nm ⁻²)	Schubspannung
τ_G	(Nm ⁻²)	Schubspannungsgrenze
τ_h	(s)	Heizzeit
τ_c	(s)	Abkühlzeit
τ_s	(s)	Schließzeit
τ_o	(s)	Öffnungszeit
τ_{sw}	(s)	Schaltzeit
τ_{act}	(s)	Dauer eines Heizpulses
τ_{rel}	(s)	Zeitabstand zwischen zwei aufeinanderfolgenden Heizpulsen
ξ	-	Martensitanteil
ζ	-	Fluidischer Parameter
Φ	(V)	Elektrisches Potential
1D	-	eindimensional
2D	-	zweidimensional
3D	-	dreidimensional
1W	-	Einweg

Danksagung

Die hier vorgestellten Entwicklungsarbeiten wären ohne Unterstützung und Beiträge zahlreicher Mitarbeiter und Kollegen nicht möglich gewesen. An dieser Stelle möchte ich allen für die sehr gute Zusammenarbeit herzlich danken.

Mein besonderer Dank gilt meinem Institutsleiter Herrn Prof. V. Saile für sein großes Interesse an der FGL-Mikroaktorik und seine vielfältige Unterstützung bei der finanziellen und personellen Ausstattung der Forschungsprojekte in diesem Bereich.

Darüber hinaus möchte ich den Herren Prof. H. Janocha und Prof. K. H. Zum Gahr für die kritische Durchsicht des Manuskripts und für zahlreiche Anregungen und Verbesserungsvorschläge herzlich danken.

Viele der hier vorgestellten FGL-Mikroaktoren basieren auf der Herstellung hochwertiger FGL-Folien, die im Rahmen fruchtbarer Kooperationen mit den Herren Prof. S. Miyazaki (University of Tsukuba, Japan) und K. Yamauchi (Tokin Corp., Japan) entwickelt wurden. Bei der chemischen Mikrostrukturierung von FGL-Folien wurde ich von Prof. D. Allen (Cranfield University, England) mit Rat und Tat unterstützt.

Eine wesentliche Voraussetzung für den Erfolg der Projekte waren die gute Arbeitsatmosphäre und das Engagement meiner Mitarbeiter in der Arbeitsgruppe Mikroaktorik. In der regelmäßig stattfindenden Kaffeerunde wurden viele Probleme heiß diskutiert und zahlreiche gute Ideen und Lösungsvorschläge geboren. Nicht selten konnten Erfolge mit Sekt begossen werden. Ganz besonders bedanken möchte ich mich bei Herrn Dr. B. Krevet für die Weitergabe seiner umfangreichen Erfahrungen auf dem Gebiet der FEM-Simulation und seine Bereitschaft, auch schwierige theoretische Probleme gemeinsam anzugehen. Mein besonderer Dank gilt auch Herrn S. Dürr, der bei technischen Problemen stets eine kompetente Hilfe war und sich gerade in schwierigen Situationen durch Kreativität und Einsatz ausgezeichnet hat. Darüber hinaus danke ich meinen aktiven und ehemaligen Doktoranden und Diplomanden Y. Liu, Dr. E. Just, Dr. M. Schwörer, Dr. K. Skrobanek, A. Strojek, D. Dittmann, J. Göbes, I. Hürst, S. Hoffmann und A. Durand für die fruchtbare Zusammenarbeit.

An vielen Stellen war die Unterstützung von Kollegen anderer Arbeitsgruppen im IMT unentbehrlich. Mein besonderer Dank gilt allen Mitarbeitern der Aufbau- und Verbindungstechnik, Ätztechnik und Mikrofertigung.

Im Laufe der Entwicklungsarbeiten haben sich einige sehr gewinnbringende Kontakte zu Kollegen in anderen Instituten des Forschungszentrums entwickelt. Besonders danken möchte ich der Lasergruppe am IMF I, Herrn Dr. A. Schübler, seinem Nachfolger Herrn Dr. W.

Pfleging und Herrn H. Besser, für die kompetente Unterstützung und schnelle Hilfe bei wichtigen Terminen. Mein besonderer Dank gilt weiterhin der ehemaligen Arbeitsgruppe Dünnschicht-Aktorik am IMF I, insbesondere den Herren Dr. E. Quandt und Dr. B. Winzek, für die konstruktive Zusammenarbeit bei der Entwicklung von Dünnschichten für die in Kapitel 5.3.3.4 vorgestellten Mikroventile. Herrn Dr. M. Rhode am IMF I danke ich für die bereitwillige Überlassung seiner IR-Kamera zur Erstellung zahlreicher IR-Aufnahmen. Schließlich danke ich den Mitarbeitern der HPE, insbesondere Herrn M. Rieder, für die vielfältige Unterstützung bei der Entwicklung elektronischer Schaltungen zur Ansteuerung der FGL-Mikroaktoren.