

Forschungszentrum Karlsruhe

Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 6052

Entwicklung von Mikromembranaktoren mit NiTi-Formgedächtnislegierungen

K. D. Skrobanek *), O.F. Hagena, M. Kohl

Institut für Mikrostrukturtechnik

*) von der Fakultät für Maschinenbau der
Universität Karlsruhe genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

1998

Zusammenfassung

In der Mikrosystemtechnik kommen bei der Entwicklung von Aktoren eine Vielzahl von Energiewandlungsprinzipien für Antriebselemente zum Einsatz. Ein wichtiger Gesichtspunkt bei der Auswahl des Antriebes ist ein möglichst hohes spezifisches Arbeitsvermögen, da hierdurch kompakte und leistungsstarke Aktoren realisierbar sind. Der bei einigen metallischen Legierungen auftretende Formgedächtniseffekt (FG-Effekt) ist für die Mikrosystemtechnik besonders interessant, da er das höchste spezifische Arbeitsvermögen aller Aktorprinzipien aufweist. Trotz dieses großen Vorteils stand zu Beginn dieser Arbeit die Nutzung des FG-Effektes in der Mikrosystemtechnik erst am Anfang. Es gab nur wenige Lösungsansätze sowie Prototypen mit Mikrobauteilen aus FG-Legierungen (FGL).

In der vorliegenden Arbeit werden erstmals FGL-Mikrobauteile mit spannungsoptimierter Geometrie entworfen, durch Mikrostrukturierung aus kaltgewalzter Folie und gesputtertem Film hergestellt und mit strukturierten Kunststoffkomponenten kombiniert. Neben der Auslegung der FGL-Antriebe werden geeignete Aufbau- und Verbindungstechniken für die FGL-Aktoren untersucht.

Zur Aktorentwicklung werden drei verschiedene FG-Legierungen eingesetzt, die zum Teil in Zusammenarbeit mit den Herstellern entwickelt werden: Kaltgewalzte Folien aus NiTi-50,3 at.% mit einer Ausgangsdicke von 157 μm , NiTi-50 at.% mit einer Dicke von 100 μm , sowie gesputterte NiTi-Filme mit einer Dicke von 8 μm . Die thermischen und mechanischen Kenngrößen der Legierungen werden untersucht, dabei werden sie auf ihre Eignung in der Mikrosystemtechnik hin überprüft. Zur Mikrostrukturierung der Halbzeuge werden in Kooperationen mit anderen Forschungsinstituten das Laserschneiden und das elektrolytische Photoätzen weiterentwickelt.

Mikroventile mit gewalzter Folie werden als Demonstratoren zum Nachweis der Einsatzmöglichkeiten derartiger Mikroaktoren hergestellt und charakterisiert. Mit einem Membrandurchmesser von 4 mm können sie bis zu einer Druckdifferenz von 4000 hPa schließen. Der Druck von 4000 hPa entspricht hier einer Ventilschließkraft von 300 mN, die vom FGL-Bauteil aufgebracht wird. Neben den fluidischen Eigenschaften wird anhand der Schließ- und Öffnungszeiten, die etwa 0,5 - 2 s betragen, das dynamische Verhalten der Ventile untersucht.

Mikrostrukturierte FGL-Bauteile aus gesputterten FGL-Filmen werden ebenfalls mit strukturierten Kunststoffkomponenten kombiniert. Hierfür wird ein Gold-Opferschicht-Verfahren für die Herstellung strukturierter, gesputterter FGL-Filme entwickelt. Die Verwendung eines Prozeßsubstrates mit anschließender Abhebetechnik ermöglicht erst die notwendige Wärmebehandlung der Filme, ohne dabei in der Auswahl des Aktorsubstrates auf thermisch stabile Materialien angewiesen zu sein. Mit einem Membranaktor, der aus einer PMMA-Grundplatte, einer Polyimidmembran mit 2 mm Durchmesser und dem FGL-Bauteil besteht, wird die technische Realisierbarkeit des Verfahrens belegt.

Für die Herstellung der Aktoren werden etablierte Techniken und Verfahren der Mikrostrukturierungs-, Aufbau- und Verbindungstechnik eingesetzt. Damit wird die Kompatibilität der zur Realisierung von FGL-Aktoren eingesetzten Techniken zur Mikrosystemtechnik demonstriert.

Development of micro membrane actuators with NiTi shape memory alloys

Abstract

A large variety of energy conversion principles for driving elements are employed in the development of actuators in microsystems technology. One important aspect to be borne in mind in selecting a drive is the highest possible specific work capacity, as this allows compact and powerful actuators to be achieved. The shape memory effect (SM effect) found in some metal alloys is of particular interest in microsystems technology, as it offers the highest specific work capacity of all actuator principles. Despite this huge advantage, the use of the SM effect in microsystems technology was still in its infancy at the beginning of this work. There were very few design approaches and prototypes with microcomponents made of SM alloys (SMA).

The work described in this paper for the first time deals with the production of SMA microcomponents with stress-optimized geometries by microstructuring out of a cold rolled foil and a sputtered film, and a combination with structured plastics components. In addition to the design of SMA drives, also suitable buildup and joining techniques for the SMA actuators are examined.

Three different SM alloys are used for actuator development, some of them developed in cooperation with the manufacturers: cold-rolled foils of NiTi-50.3 at.% with an initial thickness of 157 μm , NiTi-50 at.% with a thickness of 100 μm , and sputtered NiTi films with a thickness of 8 μm . The thermal and mechanical characteristics of the alloys are studied; at the same time, they are examined for use in microsystems technology. In joint efforts with other research institutes, laser cutting and electrolytic photo etching are developed further for microstructuring the semi-finished products.

Microvalves with a rolled foil are produced and characterized to demonstrate the possible uses of such microactuators. With a membrane diameter of 4 mm they can close up to a differential pressure of 4000 hPa. The pressure of 4000 hPa in this case corresponds to a closing force of a valve of 300 mN raised by the SMA component. On the basis of the closing and opening times, which are approx. 0.5 - 2 s, the dynamic behavior of the valves is examined in addition to the fluidic characteristics.

Microstructured SMA components made of sputtered SMA films are also combined with structured plastics components. For this purpose, a gold sacrificial layer technique is developed for making structured sputtered SMA films. The use of a process substrate followed by a membrane transfer technique allows the necessary heat treatment of films to be carried out without requiring the use exclusively of thermally stable materials for the actuator substrates. The technical feasibility of the process is documented in a membrane actuator consisting of a PMMA base plate, a polyimide membrane of 2 mm diameter, and the SMA component.

Established technologies and processes of microstructuring, buildup and joining techniques are used in manufacturing the actuators. This demonstrates the compatibility with microsystems technology of the techniques employed to produce SMA actuators.

1 Einleitung	1
2 Grundlagen.....	3
2.1 Formgedächtniseffekte.....	3
2.1.1 Ein-Weg-Effekt.....	4
2.1.2 Zwei-Weg-Effekt.....	4
2.1.3 Pseudoelastischer Effekt.....	5
2.2 Formgedächtnislegierungen.....	6
2.3 Herstellung von Formgedächtnislegierungen.....	8
2.4 Entwicklungsstand der Mikroaktorik mit Formgedächtnislegierungen.....	9
2.5 Zielsetzung der Arbeit.....	11
3 Materialien, Verfahren und experimentelle Methoden.....	12
3.1 Materialien.....	12
3.2 Herstellungsverfahren der Bauteile aus Formgedächtnislegierungen.....	13
3.2.1 Konditionierung der Formgedächtnislegierungen.....	13
3.2.2 Mikrostrukturierung der Bauteile durch Laserschneiden.....	15
3.2.3 Mikrostrukturierung der Bauteile durch elektrolytisches Ätzen.....	16
3.3 Experimentelle Methoden.....	17
3.3.1 Dynamische Differenzen Kalorimetrie.....	17
3.3.2 Elektrische und mechanische Eigenschaften.....	18
3.3.3 Wärmebildaufnahmen.....	20
3.3.4 Fluidische Eigenschaften.....	20
4 Teststrukturen.....	22
4.1 Herstellung der Teststrukturen.....	22
4.2 Charakterisierung der Teststrukturen.....	24
4.2.1 Kaltgewalzte Folie aus NiTi-50,3 at.%.....	24
4.2.2 Kaltgewalzte Folie aus NiTi-50 at.%.....	30
4.2.3 Gesputterter Film.....	33
4.3 Zusammenfassende Bewertung.....	36
5 Aktorik.....	38
5.1 Ventilkonzept und Spannungsoptimierung.....	40
5.1.1 Konzept.....	40
5.1.2 Spannungsoptimierung.....	40
5.1.3 Biegelinie von spannungsoptimierten Balken.....	42
5.1.4 Belastungsfall der Membranaktoren.....	43
5.2 Ventile mit FGL-Bauteilen aus gewalzter Folie.....	47
5.2.1 Herstellung und Betriebsarten.....	47
5.2.2 Membranaktor.....	49
5.2.3 Thermisch stationärer Betrieb der Ventile.....	58
5.2.4 Dynamischer Betrieb der Ventile.....	61
5.2.5 Zusammenfassende Bewertung.....	63

5.3	Membranaktoren mit FGL-Bauteilen aus gesputtertem Film	65
5.3.1	Abhebetechnik für gesputterte FGL-Filme	65
5.3.2	Membranaktor.....	70
5.3.3	Zusammenfassende Bewertung	73
6	Zusammenfassung und Ausblick	75
7	Anhang.....	79
7.1	Herleitungen und Berechnungen.....	79
7.1.1	Herleitung des Biegemomentes der Streckenlast.....	79
7.1.2	Herleitung der Biegelinie von spannungsoptimierten Balken	80
7.1.3	CABRERA-Gleichung	81
7.1.4	Ersatz-E-Modul von NiTi-50 at.%	81
7.1.5	Aufheizzeiten von Ventilen	82
7.2	Technische Zeichnungen	83
7.2.1	Laserschnittpläne	83
7.2.2	Ventilgehäuse	85
7.2.3	Ätzvorlagen.....	87
7.3	Publikationsliste.....	88
8	Literaturverzeichnis	89

Bezeichnungen

A,B,C	Bezeichnung der Ventilanschlüsse	
A_f	Endtemperatur der austenitischen Transformation	
Al_2O_3	Aluminiumoxid	
A_s	Starttemperatur der austenitischen Transformation	
(a-z)	Hilfsbezeichnungen	
a,b,c	Gitterkonstanten (Kantenlänge)	
B2	Kristalltyp des austenitischen Gefüges	
B19'	Kristalltyp des martensitischen Gefüges	
CAD	Computer unterstütztes Konstruieren	(<u>c</u> omputer <u>a</u> ided <u>d</u> esign)
CAM	Computer unterstützte Fertigung	(<u>c</u> omputer <u>a</u> ided <u>m</u> anufacturing)
CCD	Halbleitervideokamera	(<u>c</u> harged <u>c</u> oupled <u>d</u> evice)
DSC	Dynamische Differenzen Kalorimetrie	(<u>d</u> ifference <u>s</u> canning <u>c</u> alorimetry)
EDX	energiedispersive Röntgenanalyse	
FEM	Finite Element Methode	
FG	Formgedächtnis	
FGL	Formgedächtnislegierung	
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe	
LIGA	Herstellungsverfahren mikrotechnischer Bauteile	(<u>L</u> ithographie <u>G</u> alvanik und <u>A</u> bformung)
M_d	kritische Temperatur, oberhalb derer kein spannungsinduzierter Martensit entsteht	
M_f	Endtemperatur der martensitischen Transformation	
M_s	Starttemperatur der martensitischen Transformation	
NC	numerisch gesteuert	(<u>n</u> umeric <u>c</u> ontrolled)

NiTi	Nickel-Titan -Legierung	
PID	Proportional-Integral-Differential (PID-Regler)	
PMMA	Polymethylmethacrylat	
PT100	Temperatursensor aus Platin	
R	Kristalltyp des rhomboedrigen Gefüges	
RD	Walzrichtung	(rolling direction)
REM	Raster Elektronen Mikroskopie	
R_f	Endtemperatur der rhomboedrigen Transformation	
R_s	Starttemperatur der rhomboedrigen Transformation	
r_k	Radius mit dem FG-Folien für den Zwei-Weg-Effekt konditioniert werden	
Stk./a	Stückzahl per anno	
TD	senkrecht zur Walzrichtung	(transverse direction)
TEM	Transmissions Elektronen Mikroskopie	
TWE	Zwei-Weg-Effekt	(Two-Way-Effect)
OWE	Ein-Weg-Effekt	(One-Way-Effect)
X	Bezeichnung von Ni-reichen Phasenausscheidungen	
α, β, γ	Gitterkonstanten (Winkel)	
ε	Dehnung	
ε_R	wiederherstellbare Dehnung	(recovery strain)
ε_P	plastische Dehnung	(plastic strain)
σ	mechanische Spannung	

Parameter

C_1, C_2	Integrationskonstanten
D	Membrandurchmesser
E	E-Modul
E_m^*	Ersatz-E-Modul des martensitische oder rhomboedrischen Gefüges
F	Druckkraft
ΔH	Transformationsenthalpie
h	Balkendicke
h_{MEM}	Dicke der Polyimidmembran
I_y	Flächenträgheitsmoment um die Rotationsachse y
ko	Faktor des konvektiven Kühlanteil beim Öffnen von Ventilen
l	Balkenlänge
M_b	auf den Balken wirkendes Biegemoment
M_{b_o}	Normierungsmoment
M_{b_e}	Biegemoment der Einzellast
M_{b_s}	Biegemoment der Streckenlast
n	Anzahl der Balken in einem FGL-Bauteil
p	auf den Aktor wirkender Differenzdruck
p_{opti}	Differenzdruck für den ein Aktor optimiert wird
p_e	Umgebungsdruck
p_i	Eingangsdruck
P_{cond}	konduktive Wärmeverluste
P_{conv}	konvektive Wärmeverluste
P_{el}	elektrische Heizleistung
p_{FGL}	auf das FGL-Bauteil wirkender Druck
p_{MEM}	auf die Membran wirkender Druck

p_{opti}	Druck für den ein Balken optimiert wird
q	Streckenlast
q_o	Maximalwert der Streckenlast
r	Durchmesser der Druckkammer
s	Auslenkung
S_{FGL}	Auslenkung der Balken
S_{MEM}	Auslenkung der Membran
S_{therm}	thermisch induzierte Auslenkung
T	Temperatur
T_u	Umgebungstemperatur
T_o	Gleichgewichtstemperatur von Phasentransformationen
dT	Änderung der Transformationstemperaturen
ΔT	Differenz zwischen Transformations- und Umgebungstemperatur
t_o	Öffnungszeit eines Ventils (<u>o</u> pen)
t_c	Schließzeit eines Ventils (<u>c</u> lose)
w	Balkenbreite
w_{max}	maximale Balkenbreite
w_{min}	minimale Balkenbreite
W	mechanische Hubarbeit
x,y,z	Raumkoordinaten
σ_R	Randspannung
σ_{max}	maximal zulässige Spannung
ξ	Integrationsvariable
ρ	Krümmung eines Balkens

Konstanten

c_p	0,45 J/gK	spezifische Wärmekapazität von NiTi
E_a	56 GPa	E-Modul des austenitischen Gefüges von NiTi-50at.%
E_r NiTi50at.%	21 GPa	E-Modul des rhomboedrigen Gefüges von NiTi50at.%
E_{poly}	6,7 GPa	E-Modul des Polyimides
m	14 mg	Masse des FGL-Bauteiles aus NiTi-50at.%
Q_t	4,5 J/g	spezifische Transformationsenergie (R->B2)
σ_o	24 MPa	Vorspannung der Polyimidmembran
ν	0,31	Querkontraktionszahl für Polyimid

1 Einleitung

Die Entwicklungen in der Mikroelektronik mit der Tendenz zu immer kleineren und leistungsstärkeren Baugruppen und Systemen haben die Wirtschafts- und Lebensbedingungen der Industriegesellschaft nachhaltig beeinflußt. Die zunehmende Miniaturisierung der elektronischen Bauelemente führte zu einer entsprechenden Miniaturisierung der auf ihnen beruhenden technischen Systeme, vom tragbaren Computer bis zum Funktelefon. Was vor zehn Jahren noch nicht in dieser Kompaktheit und Leistungsfähigkeit vorstellbar war, bestimmt heute weite Bereiche der Arbeitswelt ebenso wie das private Umfeld. Ausgehend von diesen technischen und wirtschaftlichen Erfolgen der Mikroelektronik wurde in den letzten Jahren verstärkt daran gearbeitet, dieses Erfolgskonzept der Miniaturisierung und Massenfertigung auf andere Technologiebereiche zu übertragen, um auch dort durch neue Fertigungsprozesse neue Produkte zu entwickeln und mit ihnen neue Anwendungsgebiete zu erschließen. Ein wichtiger Bereich für diese neuen Mikrosysteme ist die Mikromechanik, bei der für die nächsten Jahre mit einer qualitativ ähnlichen Entwicklung wie bei der Mikroelektronik gerechnet wird.

Begünstigt durch die Verfügbarkeit der Prozeßtechniken, die für die Mikroelektronik entwickelt worden waren, wurden die ersten mikromechanischen Sensoren aus monokristallinem Silizium entwickelt. [1] Als Beispiel seien Druck- und Beschleunigungssensoren genannt, die heute in großen Stückzahlen industriell gefertigt werden. Im Forschungszentrum Karlsruhe wurde als weiteres Verfahren zur Herstellung mikromechanischer Bauteile die LIGA-Technik entwickelt (Lithographie, Galvanik und Abformung), bei der die Mikrostrukturen durch Röntgenstrahlung in bis zu 1 mm dicke Kunststoffschichten übertragen werden. Wesentlich ist dabei, daß sich die primäre Kunststoffstruktur über Mikrogalvanik in eine komplementäre Metallstruktur umformen läßt, die ihrerseits als Abformwerkzeug zur Massenherstellung mikrostrukturierter Kunststoffteile genutzt wird. [2] Zunächst für Mikrodüsenysteme zum Einsatz in der Isotopentrennung entwickelt, wurden bald neben passiven Sensorelementen auch Mikroaktoren in LIGA-Technik hergestellt, bei denen ein Eingangssignal die Änderung einer mechanischen Ausgangsgröße bewirkt. Die industrielle Nachfrage an mikromechanischen Aktoren leitet sich aus dem geringen Platz- und Leistungsbedarf und deren geringem Gewicht ab, was z.B. in der Raumfahrt- und Automobilindustrie wichtig ist. Daneben erwartet man Kostenvorteile durch entsprechend automatisierte Serienproduktion und eine erhöhte Zuverlässigkeit durch den redundanten Einsatz mehrerer Aktoren.

Bei den Mikroaktoren, ob durch Silizium- oder durch LIGA-Technik hergestellt, kommen eine Vielzahl von Energiewandlungskonzepten für die Antriebselemente zum Einsatz. Sie sind teils aus der Makrotechnik gut bekannt, z.B. elektromagnetische Antriebe, teils sind sie erst bei kleinen Abmessungen technisch interessant, z.B. elektrostatische und piezoelektrische Antriebe. Ein wichtiger Gesichtspunkt für die Auswahl des Antriebes ist dabei ein möglichst hohes spezifisches Arbeitsvermögen, da hierdurch kompakte, leistungsstarke Aktoren realisiert werden können. Dies erfordert hohe Stellwege und Stellkräfte. In dieser Hinsicht ist die Nutzung des Formgedächtniseffektes (FG-Effekt) von besonderem Interesse, der bei einigen metallischen Legierungen auftritt. In Abhängigkeit von der Temperatur bzw. äußeren mechanischen Spannungen liegt das Material in unterschiedlichen Kristallstrukturen vor, wobei thermische in mechanische Energie umgewandelt wird. Eine zuvor durchgeführte Formänderung kann durch Temperaturerhöhung wieder zurückgestellt werden. Dabei kann die Dehnung bis zu 8% erreichen.

Das hohe spezifische Arbeitsvermögen ergibt sich daraus, daß die Rückstellung in die ursprüngliche Form gegen eine von außen anliegende Kraft erfolgen kann. Dies ist die Basis für den Einsatz des FG-Effektes als Antriebselement von Aktoren.

Wegen ihrer Temperaturempfindlichkeit und der frei wählbaren Form lassen sich Aktoren aus Formgedächtnislegierung (FGL) als multifunktionale Bauteile nutzen, die neben der Aktorgleichzeitig auch Sensor- und Strukturfunktionen erfüllen können. Sie werden daher auch als intelligente Materialien bezeichnet, „smart materials“. Die materialbedingten, intrinsischen Eigenschaften der FG-Legierungen führen zu einer sehr hohen Zuverlässigkeit der Bauteile und Systeme, in denen sie zum Einsatz kommen. Dementsprechend werden FG-Legierungen in der Makrotechnik in steigendem Maße dort eingesetzt, wo diese Zuverlässigkeit und Multifunktionalität benötigt werden. Die Zuverlässigkeit spielt vor allem in Sondereinsatzgebieten wie bei der Entriegelung der Solarsegel des Hubble-Weltraumteleskopes eine entscheidende Rolle. [3] Andere Anwendungsgebiete sind zum Beispiel Thermostate und Verbrühungssicherungen in Duschköpfen [4], Rohrklemmverbinder [5], und Schraubplatten zum Fixieren von Frakturen [6].

In der Mikrotechnik steht die Nutzung des FG-Effektes erst am Anfang. Es gibt bisher nur wenige Prototypen mit Bauteilen aus FG-Legierungen. [7,8] Dies liegt zum Teil an der schlechten Verfügbarkeit von geeigneten Ausgangsmaterialien, an der schlechten Bearbeitbarkeit und an dem komplizierten Materialverhalten. Die für planare Aktoren erforderlichen Ausgangsmaterialien beziehungsweise Prozeßtechniken für deren Herstellung sind kommerziell (noch) nicht verfügbar. So konnten zum Beispiel erst in neuester Zeit gesputterte dünne FGL-Filme, gewalzte Folien und schmelzgesponnene Bänder als Labormuster erfolgreich hergestellt werden. Die ersten Prototypen von Mikroaktoren mit FGL-Bauteilen wurden durch monolithischen Aufbau von gesputterten Filmen mit Dicken zwischen 5 und 8 μm auf Basis der Silizium-Mikromechanik hergestellt. [7,8]

In dieser Arbeit sollen FGL-Aktoren am Beispiel eines Mikromembranventiles entwickelt werden. In Anlehnung an bisher im Institut für Mikrostrukturtechnik entwickelte Mikroventile [9] soll dabei erstmals ein hybrider Aufbau aus einem planaren FGL Antriebselement, einer Kunststoffmembran und einem Ventilkörper aus Kunststoff eingesetzt werden. Solche Ventilkörper lassen sich kostengünstig über entsprechend mikrostrukturierte Formeinsätze als Spritzgußteile herstellen. Neben der Grundcharakterisierung der für den Aktor eingesetzten FG-Folien bzw. Filme und der daraus folgenden Auslegung des Ventiltriebes ist dabei auch die Aufbau- und Verbindungstechnik für ein solches Ventilsystem zu untersuchen. Insbesondere soll dabei eine Abhebetchnik für gesputterte Filme zum Einsatz kommen. Hinsichtlich der Herstellung der FG-Legierungen findet eine enge Zusammenarbeit mit dem Institute of Materials Science der University of Tsukuba (Japan) und mit dem Institut für Materialforschung I (IMF I) des Forschungszentrum Karlsruhe statt. Eine weitere Zusammenarbeit betrifft die Mikrostrukturierung der Folien und Filme. Das elektrochemische Ätzen wird mit der Cranfield University (England) entwickelt. Das Laserschneiden wird am IMF I durchgeführt.

Die Arbeit hat zur Entwicklung von Mikroventilen geführt, mit denen sich Differenzdrücke von bis zu 4000 hPa schalten lassen. Dabei wurden erstmals mikrostrukturierte Bauteile aus gewalzter FGL-Folie eingesetzt. Für die Herstellung strukturierter FGL-Filme wurde eine neue Abhebetchnik entwickelt. Durch sie wurde die Kombination mit mikrostrukturierten Kunststoffteilen erst möglich.

2 Grundlagen

2.1 Formgedächtniseffekte

Bestimmte Materialien zeigen beim thermischen Zyklieren oder beim Einwirken von Spannungen eine reversible Gestaltsänderung. Dieses als Formgedächtniseffekt (FG-Effekt) bezeichnete Verhalten ist besonders bei verschiedenen metallischen Legierungen (z.B. NiTi) zu beobachten, aber auch bei Keramiken (z.B. ZrO₂) und Polymeren (z.B. PTFE).

Der FG-Effekt von metallischen Legierungen beruht auf einer martensitischen Phasenumwandlung 1. Ordnung. [10] Als martensitische Transformation bezeichnet man eine reversible, diffusionslose Transformation, die durch eine temperatur- oder spannungsinduzierte Umwandlung der geordneten Gitterstruktur hervorgerufen wird. Sie findet als Transformation der festen Phasen weit unterhalb der Schmelztemperatur statt. Dabei wird die Hochtemperaturphase, die man Austenit nennt, beim Abkühlen über Volumendilatation, Scherung und Atombewegungen in die Tieftemperaturphase, den Martensit überführt. Bei Temperaturerhöhung findet die Rücktransformation in den Austenit statt. [11,12] Die Transformation in den Austenit beginnt bei der Austenit Starttemperatur, die mit A_s (start) bezeichnet wird, und ist bei der Austenit Endtemperatur A_f (finish) beendet. Die Transformation in den Martensit beginnt entsprechend bei der Martensit Starttemperatur M_s und ist bei der Endtemperatur M_f abgeschlossen. Bei einer vollständig reversiblen Transformation ist nach der Rücktransformation wieder genau die gleiche Gitterstruktur erreicht, ohne daß es hierbei zu einem Abgleiten der Gitterebenen, zur Versetzungsbildung, oder dem Wandern von Versetzungen kommt. Unter dieser Bedingung ist die martensitische Transformation beliebig oft wiederholbar.

Bei der Gleichgewichtstemperatur T_0 , die durch die chemische Zusammensetzung der Legierung bestimmt wird, liegt eine Koexistenz beider Phasen vor. [10] Ab einer gewissen Unterkühlung ΔT von dieser Gleichgewichtstemperatur ist die martensitische Phase stabil. Die antreibende Kraft der Phasenumwandlung ist die Differenz der spezifischen freien Energien der beiden Phasen Austenit und Martensit. Die Temperaturdifferenz ΔT zwischen T_0 und M_s ist zur spezifischen freien Energie proportional, die für die Martensitbildung erforderlich ist. Sie wird von der Keimdichte der Transformation, von Ausscheidungen, Versetzungen, Leerstellen und äußeren Spannungen beeinflusst. Das Gleiche gilt für die Transformation vom Martensit in den Austenit. Die Umwandlung weist eine Hysterese auf, welche durch innere Reibung und elastische Deformationsenergie verursacht wird. Die austenitische Phase kann allerdings bei konstanter Temperatur auch durch Anlegen einer mechanischen Spannung in den Martensit überführt werden.

Die martensitische Transformation kann bei Legierungen mit FG-Effekt je nach Temperatur und Spannungsbeanspruchung drei verschiedene FG-Effekte bewirken. Dies sind der Ein-Weg-Effekt, der Zwei-Weg-Effekt und der Pseudoelastische Effekt, die im folgenden erklärt werden.

2.1.1 Ein-Weg-Effekt

Durch Erwärmung kann eine zuvor thermomechanisch eingeprägte Gedächtnisgestalt wiederhergestellt werden. Da dieser Effekt nur beim Erwärmen auftritt, also nur in einer Richtung, wird er als Ein-Weg-Effekt bezeichnet. Er tritt im Temperaturbereich $T < A_f$ auf. In Abbildung 2.1a)

ist der Ein-Weg-Effekt im Temperatur-Spannungsdiagramm für ein 2dimensionales Gitter dargestellt.

Im lastfreien Zustand (a) ist die martensitische Tieftemperaturphase verzwillingt. Das bedeutet, daß die Orientierungen des Martensits im Gitter alternieren. [13] Wird nun das Gefüge bei gleichbleibender Temperatur durch Anlegen einer mechanischen Spannung belastet, kommt es durch diffusionsloses Umklappen einzelner Zwillings Ebenen zu einer Deformation des Gefüges (a->b). [14] Dabei wird die Gitterorientierung gleichgerichtet, man spricht vom Entzwillingen. Den aus dem Entzwillingen resultierenden Anteil der Verformung nennt man pseudoplastische Dehnung. Sie kann bis zu 8 % betragen. [15] Wird das Gefüge über die Transformationstemperatur erwärmt, entsteht der Austenit und das Gefüge nimmt wieder seine ursprüngliche Form an (b->c). Entlastet man das Gefüge (c->d) und kühlt es wieder ab (d->a), erhält man schließlich wieder den verzwilligten Martensit (a). Kühlt man unter anliegender Spannung das austenitische Gefüge ab (c->b), so erhält man den entzwilligten Martensit (b). Wird die Umwandlung vom Martensit (b) zum Austenit (c) behindert, baut sich eine Kraft auf. Es kann somit von der Transformation mechanische Arbeit verrichtet werden, die für die Realisierung von Aktoren verwendet werden kann.

Erwärmt man das verzwilligte martensitische Gefüge im lastfreien Zustand (a->d), kommt es zwar zur Transformation in den Austenit, die makroskopische Form des Bauteiles bleibt dabei aber bis auf die thermische Ausdehnung erhalten.

2.1.2 Zwei-Weg-Effekt

Zeigen FG-Legierungen sowohl beim Erwärmen als auch beim Abkühlen, also in zwei Richtungen, eine Gestaltsänderung so bezeichnet man dieses Verhalten als Zwei-Weg-Effekt. Er tritt im Temperaturbereich $M_f < T < A_f$ auf.

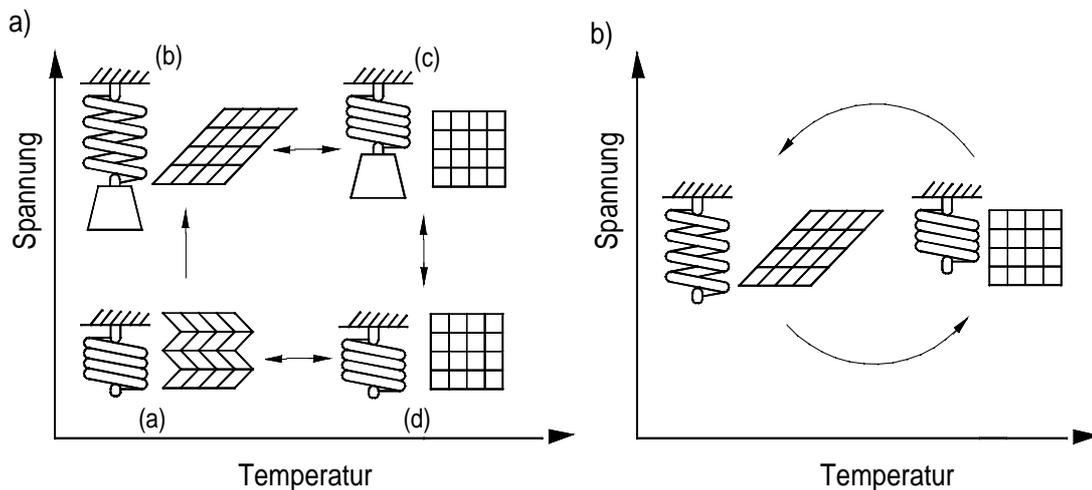


Abbildung 2.1: a) Ein-Weg-Effekt und b) Zwei-Weg-Effekt in Abhängigkeit der anliegenden mechanischen Spannung und der Temperatur.

In Abbildung 2.1b) ist der Zwei-Weg-Effekt im Temperatur-Spannungsdiagramm dargestellt. Bei ihm kommt es im Gegensatz zum Ein-Weg-Effekt auch im nicht belasteten Zustand während der Transformation zu einer makroskopischen Formänderung. Das Material erinnert sich sowohl an seine Form im austenitischen als auch im martensitischen Gefüge. Der Zwei-Weg-Effekt kann je

nach Legierung eine Dehnung von bis zu 6 % aufweisen und kann genauso wie der Ein-Weg-Effekt nur bei der Transformation vom Martensit in den Austenit mechanische Arbeit verrichten. [16]

Für das Entstehen des Zwei-Weg-Effektes sind geordnete innere mechanische Spannungen erforderlich, die beim Abkühlen zur Bildung von bevorzugten Martensitvarianten führen, die dann das „Erinnern“ der Legierung beim Abkühlen bewirken. Diese mechanischen Spannungen können durch Gitterbaufehler wie Versetzungen und Ausscheidungen in das Gefüge eingebracht werden: Versetzungen können über thermisches Zyklieren unter Last, dem sogenannten Trainieren, durch plastische Deformation oder über den Herstellungsprozess eingebracht werden. [17] Ausscheidungen können sich beim Auslagern von Legierungen bilden, welche sich ohne externe Belastung im Gefüge statistisch verteilen. Belastet man das Gefüge, so daß ein innere, geordnete Spannungsverteilung entsteht, kommt es beim Auslagern zu einer gerichteten Bildung von Ausscheidungen. Wird die externe Belastung entfernt, bleibt eine innere Spannungsverteilung zurück, welche den Zwei-Weg-Effekt bewirkt. Bei regellos verteilten inneren Spannungen heben sich die statistisch verteilten Martensitvarianten in ihrem Zwei-Weg-Effekt gegenseitig auf.

2.1.3 Pseudoelastischer Effekt

Befindet sich das Material im austenitischen Zustand ($T > A_f$), kann durch mechanische Spannungen eine reversible Formänderung hervorgerufen werden. Dieses Verhalten wird pseudoelastischer Effekt genannt. In der Literatur wird hierfür auch der Begriff „superelastischer“ Effekt oder auch „gummielastischer“ Effekt verwendet. Im Gegensatz zu den beiden vorangegangenen FG-Effekten ist für den pseudoelastischen Effekt keine Temperaturänderung erforderlich. Die am Gitter anliegende Schubspannung führt zu einem diffusionslosen Umklappen ins martensitische Gefüge, ohne daß dabei Gitterbaufehler eingebracht werden. Das Umklappen in das Martensitgefüge kann je nach Legierung eine pseudoelastische Dehnung von bis zu 7 % bewirken. [18] Wird das Gefüge wieder entlastet, klappt das martensitische Gefüge zurück in das austenitische und die Dehnung wird zurückgestellt. Mit zunehmender Temperatur steigt die erforderliche Spannung, die zum Induzieren von Martensit erforderlich ist. Oberhalb einer kritischen Temperatur M_d ist schließlich die Spannung für die Martensitbildung größer als die Spannung, die plastische Deformationen verursacht, wodurch es zu keiner pseudoelastischen Dehnung mehr kommt. Der pseudoelastische Effekt ist somit auf den Temperaturbereich $A_f < T < M_d$ begrenzt.

Der Zusammenhang zwischen der Spannung σ und der Transformationstemperatur T der Martensitbildung läßt sich durch eine Clausius-Clapeyron Gleichung darstellen. [19]

$$\frac{d\sigma}{dT} = \frac{\Delta H}{T_0 \cdot \Delta \epsilon} \quad (2.1)$$

Hierbei beschreiben ΔH die Transformationsenthalpie, T_0 die Gleichgewichtstemperatur und $\Delta \epsilon$ die Dehnung, die parallel zur Spannung vorliegt. Das Verhältnis aus $d\sigma$ und dT wird als Spannungsrate bezeichnet. Die Gleichung beschreibt, wie stark die Transformationstemperatur in Abhängigkeit der anliegenden Spannung zu höheren Temperaturen verschoben wird. Ähnliche Abhängigkeiten zeigen sich ebenso bei allen anderen Transformationstemperaturen und nicht nur bei der für die Pseudoelastizität wichtigen Martensitstarttemperatur.

Die beschriebenen FG-Effekte liegen bei FG-Legierungen oft als eine Überlagerung aller drei Effekte vor und müssen daher bei der Charakterisierung der Legierungen immer berücksichtigt werden. Gerade der spannungsinduzierte Martensit kann einen erheblichen Einfluß auf die Eigenschaften einer FG-Legierung haben.

2.2 Formgedächtnislegierungen

Generell sind alle Metalle und Legierungen, die eine martensitische Transformation aufweisen für den FG-Effekt geeignet. Es lassen sich allerdings drei Legierungsgruppen aufführen, die für die Nutzung des FG-Effektes besonders interessant sind. Es sind die Eisen-Basislegierungen, die Kupfer-Basislegierungen und die Nickel-Titan-Basislegierungen (NiTi). In gleicher Reihenfolge nimmt die Größe der FG-Effekte zu. Diese sind in Tabelle 2.1 zusammengestellt. Derzeit sind unter den FG-Legierungen die NiTi-Legierungen von größter technischer Bedeutung. Sie sind die am besten charakterisierten Legierungen und in Form von Halbzeugen in großer Auswahl verfügbar. Aufgrund der hohen FG-Effekte und der Verfügbarkeit werden in dieser Arbeit ausschließlich NiTi-Legierungen für die Realisierung von Mikroaktoren eingesetzt.

Binäre NiTi-Legierungen mit FG-Effekt haben im austenitischen Hochtemperaturgefüge eine krz-Kristallstruktur (B2-Struktur) und wandeln sich im martensitischen Tieftemperaturgefüge in eine monokline Kristallstruktur (B19'-Struktur) um. [19] Beim thermischen Zyklieren tritt eine Hysterese von etwa 20-40 K zwischen der Transformation von Austenit in Martensit und deren Rücktransformation auf. [20,21] Je nach thermomechanischer Vorbehandlung und chemischer Zusammensetzung der Legierung kann es bei NiTi zu einer weiteren diffusionslosen Transformation kommen. Es handelt sich hierbei um eine rhomboedrisch verzerrte Kristallstruktur (R-Phase), die während des Abkühlens bei der Starttemperatur R_s beginnt, und bei der Endtemperatur R_f abgeschlossen ist. Die Transformation zwischen R-Phase und Austenit ist durch eine schmale Hysterese von etwa 2 K gekennzeichnet. Sie wird durch den geringen Scherwinkel zwischen Austenit und R-Phase bestimmt, bei dem eine nur sehr geringe innere Reibung und Gitterveränderung auftritt. Aus den gleichen Gründen bleiben die Ermüdungseffekte bei dieser Transformation klein, was in einer guten Langzeitstabilität resultiert. [22-24] Ihr Ein-Weg-Effekt erreicht eine maximale pseudoplastische Dehnung von etwa 0,5 % und kann aus dem Scherwinkel von $0,7^\circ$ zwischen Austenit und R-Phase direkt berechnet werden. In Abbildung 2.2 sind die Kristallstrukturen und die Gitterkonstanten von NiTi dargestellt. [25,26]

Tabelle 2.1: FG-Effekte der drei wichtigsten Gruppen von FG-Legierungen

	NiTi-Basis- legierungen	Cu-Basis- legierungen	Fe-Basis- legierungen
Transformationstemperaturen	<120°C	< 200°C	< 300°C
Dehnung des Ein-Weg-Effekt [%]	<8	<5	<2
Dehnung des Zwei-Weg-Effekt [%]	<6	<1	<0,5
Dehnung der Pseudoelastizität [%]	<7	<2	<1,5

Der Nickelgehalt der NiTi-Legierungen mit FG-Effekt beträgt etwa zwischen 49 und 51 at.% und muß mit hoher Genauigkeit eingestellt werden, da die chemische Zusammensetzung die Transformationstemperaturen stark beeinflusst. Bei Legierungen mit gleicher thermomechanischer Vorbehandlung kann eine 0,1 at.-%-ige Veränderung des Nickelgehaltes in einer Verschiebung der

Transformationstemperaturen von bis zu 10 K resultieren. [14] M_s steigt dabei zum Beispiel bei einer Abnahme des Nickelgehaltes von 51 at.% auf 49 at.% von etwa -30°C bis auf etwa 80°C an.

Bei den Untersuchungen in dieser Arbeit werden die Auslenkungs- und Widerstandskennlinien von NiTi-Legierungen ein wichtiges Charakterisierungshilfsmittel sein. Daher soll hier der Zusammenhang zwischen den oben beschriebenen Gittertransformationen und den elektrischen und mechanischen Eigenschaften beschrieben werden.

In Abbildung 2.3 ist eine für NiTi-Legierungen typische Widerstands- und Auslenkungskennlinie in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt, die mit einer konstanten Kraft belastet wird. Betrachtet man den Verlauf der Auslenkung im austenitischen Gefüge ($T > A_f$), zeigt die Legierung im Vergleich zum martensitischen Gefüge nur eine kleine Auslenkung. Kühlt die Legierung ab, wird die Legierung beginnend bei R_s durch die Last stärker gedehnt und erreicht bei R_f die maximale Dehnung der rhomboedrischen Transformation. Bei weiterem Abkühlen bildet sich bei M_s der Martensit, der durch Entstehen von gerichteten Martensitvarianten eine weitere Dehnung ermöglicht. Sie erreicht ihren maximalen Wert bei M_f . Erwärmt man die Legierung wieder, so wird zwischen A_s und A_f idealerweise die gesamte Dehnung durch Transformation in den Austenit zurückgestellt. Dabei ist eine Hysterese zwischen den Transformationen beim Abkühlen und dem Erwärmen zu beobachten. Die zurückgestellte Dehnung wird als wiederherstellbare Dehnung ϵ_R bezeichnet. Wird das Gefüge zu stark belastet, kann es zu plastischer Dehnung ϵ_P kommen, die nicht zurückgestellt werden kann.

In der Widerstandskennlinie ist typischerweise die R-Phasen- und Martensittransformation erkennbar. Der Widerstand steigt beim Abkühlen mit beginnender R-Phasentransformation (R_s) stark an und erreicht sein Maximum zu Beginn der martensitischen Transformation (M_s). Die relative Widerstandsänderung beträgt dabei typischerweise 10-20 %. Die austenitische Transformation beim Erwärmen ist im Widerstand nicht mit hinreichender Genauigkeit ablesbar.

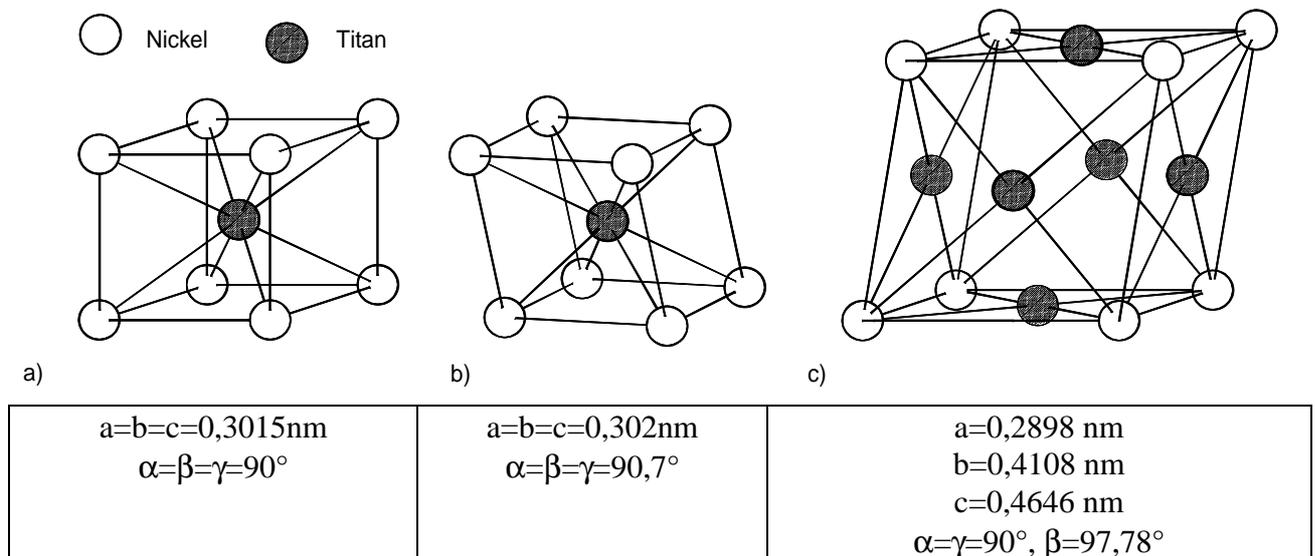


Abbildung 2.2: Die drei verschiedenen Gitterstrukturen von NiTi: a) kubisch raumzentrierte (Austenit), b) rhomboedrische (R-Phase) und c) monokline Struktur (Martensit) und deren Gitterkonstanten.

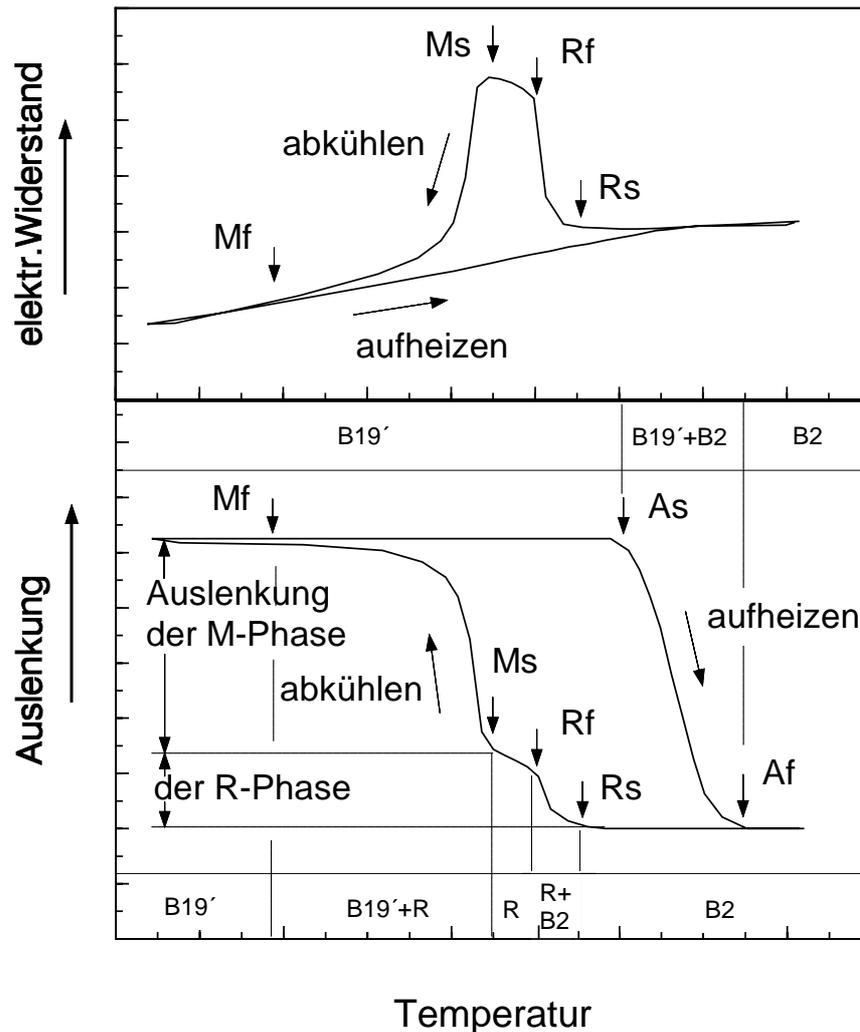


Abbildung 2.3: Charakteristische Widerstands- und Auslenkungs-Kennlinien einer NiTi-Legierung in Abhängigkeit der Temperatur unter einer anliegenden Last. Die Transformationstemperaturen und Kristallstrukturen sind eingezeichnet.

Kühlt man ausgehend vom austenitischen Gefüge nur bis M_s ab und erwärmt dann wieder, so tritt auf Grund der einstufigen Transformation zwischen Austenit und R-Phase eine nur geringe Hysterese sowohl in der Auslenkungs- als auch in der Widerstandskennlinie auf.

2.3 Herstellung von Formgedächtnislegierungen

NiTi-Legierungen mit FG-Effekt sind generell mit drei unterschiedlichen Verfahren herstellbar. Dies sind Umformverfahren, das Schmelzspinnen und das Sputtern. Sie unterscheiden sich sowohl im herstellbaren Dickenbereich der Halbzeuge als auch in deren mikroskopischen Eigenschaften.

Umformverfahren wie das Walzen und Ziehen werden zur Herstellung von FGL-Halbzeugen eingesetzt. Die gewünschte NiTi-Zusammensetzung wird durch Verpressen von Nickelgranulat mit Titanschwamm eingestellt. Die so erhaltenen scheibenförmigen Presslinge werden zu einem Ingot (langer zylindrischer Werkstoffrohling) verschweißt, der dann unter Vakuum mit einem Lichtbogenverfahren zur Legierungsbildung mehrfach umgeschmolzen wird. Von ihm werden durch Strangpressen sogenannte Knüppel hergestellt, die zu Blechen ausgewalzt oder zu Drähten

und Rohren gezogen werden. Dieses Verfahren der Legierungsbildung mit anschließender Umformung ist industriell am weitesten verbreitet. Drähte sind das am häufigsten verwendete Halbzeug und in großer Auswahl erhältlich. [4,27] Bleche sind bis zu einer Dicke $> 0,5$ mm ebenfalls erhältlich. Bleche mit Dickenbereichen zwischen $100-200\mu\text{m}$ sind nur als Sonderanfertigungen zu beziehen und werden in dieser Arbeit eingesetzt. Die Herstellung von Folien im Dickenbereich zwischen $20-100\mu\text{m}$ ist mit dem beschriebenen Umformverfahren nur sehr aufwendig möglich. Sie wurde im Laufe dieser Arbeit im Rahmen einer Kooperation begonnen und wird derzeit weiterentwickelt. [28]

Das Schmelzspinnverfahren, besser unter dem englischen Begriff „Meltspinning“ bekannt, ist ein weiteres Verfahren, mit dem NiTi-Folien im Dickenbereich $20-60\mu\text{m}$ mit FG-Effekt hergestellt werden können. [29] Hierbei werden die unter Schutzgas erschmolzenen Legierungen auf eine rotierende Kupferwalze gegossen, wo sie erstarren und sofort abgeschält werden. Die so entstandenen Bänder werden zur Zeit noch überwiegend von verschiedenen Forschungsgruppen entwickelt. [30] Ein besonderer Vorteil des Schmelzspinnens ist die sehr hohe Abkühlgeschwindigkeit der Schmelze, wodurch sich Sonderlegierungen (z.B. NiGaMn) herstellen lassen, die mit anderen Verfahren nicht realisierbar sind.

Mit dem Sputtern sind dünne FGL-Filme im Dickenbereich unter $20\mu\text{m}$ herstellbar. Der aus dem Englischen übernommene Fachbegriff beschreibt ein Verfahren, bei dem durch beschleunigte Argon-Ionen aus einem Grundsubstrat, dem so genannten Target, Metall-Atome herausgeschlagen werden, die sich dann auf einem anderen Substrat abscheiden. Die ersten gesputterten NiTi-Filme mit FG-Effekt wurden 1990 vorgestellt. [8] Darüber hinaus wurden bislang NiTiCu- und NiTiPd-Filme hergestellt. [31,32]

2.4 Entwicklungsstand der Mikroaktorik mit Formgedächtnislegierungen

Zur Entwicklung von FG-Legierungen in die Mikrosystemtechnik existierten zu Beginn der Arbeit verschiedene Ansätze, die sich im wesentlichen auf die Realisierung von Aktoren mit gesputterten Filmen oder mit dünnen Drähten konzentrieren. Lediglich ein Mikroaktor aus unstrukturierter gewalzter Folie wurde veröffentlicht.

Gesputterte Filme

In Referenz [7] wurden das Herstellungsverfahren der Filme sowie ihre Transformationstemperaturen und mechanischen Eigenschaften dargestellt. Als mögliche Anwendung von dünnen Filmen wird ein Ventilkonzept vorgestellt. In Referenz [8,33] wird $10\mu\text{m}$ dicker NiTi-Film auf einem NaCl-Substrat aufgesputtert, von ihm abgezogen und thermomechanisch behandelt, um den Zwei-Weg-Effekt einzustellen. Die Filme werden dann in dem Arm eines Mikroroboters eingesetzt, der die mögliche Realisierung großer Stellwege mit dem FG-Effekt veranschaulicht. In Abbildung 2.4 ist der schematische Aufbau des Aktors im beheizten und kalten Zustand gezeigt. Das Aufheizen erfolgt mit einem elektrischen Strom, der durch den FG-Film geleitet wird und diesen erwärmt. Um die Montage der FGL-Filme zu vermeiden, wurde ein Ansatz zum monolithischen Aufbau von FGL-Aktoren vorgestellt. [34] Die NiTi-Schichten werden hierbei naßchemisch strukturiert und verbleiben teilweise haftend auf dem Substrat. Sie erfüllen dabei keine Aktorfunktionen. In der weiteren Entwicklung konzentrierten sich die

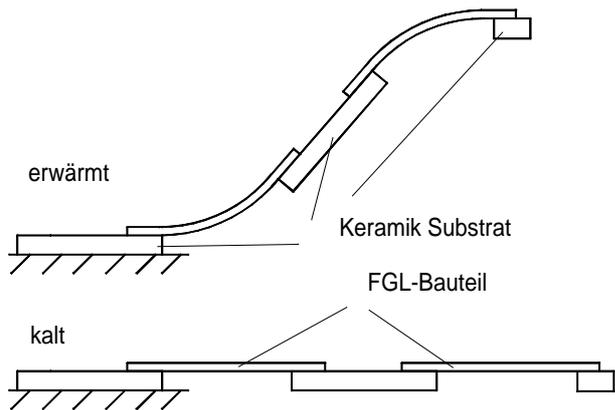


Abbildung 2.4 Schematischer Aufbau eines FGL-Mikroaktors mit gesputterten Filmen im beheizten und kühlen Zustand. [8]

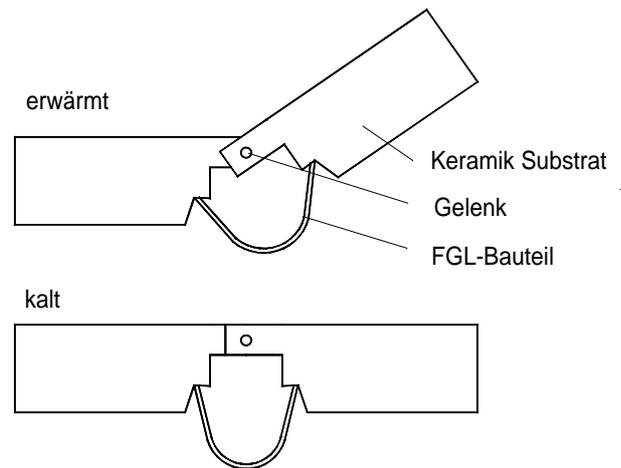


Abbildung 2.5 Schematischer Aufbau eines FGL-Mikroaktors mit gewalzter Folie im beheizten und kühlen Zustand. [35]

Untersuchungen auf die Eigenschaften sowie das Transformationsverhalten von dünnen gesputterten NiTi-Filmen und den Einfluß der Sputterparameter. [32,36-41]

Aktoren, die aus dünnen gesputterten Filmen hergestellt werden, lassen sich gut miniaturisieren und erscheinen daher für die Mikrosystemtechnik geeignet. Der monolithische Aufbau mit Kunststoffkomponenten ist jedoch bei diesem Fertigungskonzept nicht möglich, da Anlaßtemperaturen von 400-700°C erforderlich sind, welche die Kunststoffteile zerstören. Doch gerade diese mit Spritzgußverfahren herstellbaren Komponenten ermöglichen die Entwicklung kompakter, kostengünstiger Mikrosysteme. Daher ist ein Verfahren wünschenswert, mit dem sich gesputterte FGL-Filme mit Kunststoffkomponenten, kombinieren lassen.

Gewalzte Folien

In einem Gelenk, das für einen Mikroroboter verwendet werden soll, werden Stellglieder aus 50x500x3000 μm^3 großen Streifen einer NiTi-Legierung eingesetzt. [35] Mit einem Laser werden die Stellglieder aus der Folie herausgeschnitten und hybrid integriert. Die Stellglieder werden in einem vorgespannten Zustand montiert und arbeiten mit dem Ein-Weg-Effekt. In Abbildung 2.5 ist der prinzipielle Aufbau dieses Gelenkes im beheizten und kühlen Zustand schematisch dargestellt.

FGL-Folien mit ihrer planaren Geometrie lassen sich mit planaren Komponenten der Mikrosystemtechnik über bestehende Verbindungstechniken kombinieren. FGL-Folien können durch ihre große Dicke, im Vergleich zu gesputterten Filmen, bei gleicher mechanischer Spannungsbelastung wesentlich größere Stellkräfte erzeugen. Aus diesen beiden Gründen sind gewalzte FGL-Folien für die Entwicklung von Mikroaktoren ganz besonders interessant.

Drähte

Es wurden Aktormechanismen vorgestellt, bei denen Hebel und Gelenkmechanismen mit 150-250 μm dicken FGL-Drähten angetrieben werden. [42-44] Die Drähte werden entweder durch die Umgebungstemperatur oder durch direktes Beheizen mit einem elektrischen Strom temperiert. Diese Gelenkmechanismen sollen in kleinen Robotern und Stellgliedern eingesetzt werden. Es handelt sich bei den vorgestellten Mechanismen auf Grund von Größe, Komplexität und Montageaufwand um Entwicklungen, die in das Gebiet der Feinwerktechnik einzuordnen sind.

Bei einer weiteren Applikation wurden FGL-Drähte in einem Kunststoffkatheter, der in der Medizintechnik eingesetzt werden soll, eingelegt und vorgespannt. Durch wechselseitiges Beheizen der FGL-Drähte kann der Katheter kontrolliert gekrümmt werden. [45]

Die Miniaturisierbarkeit ist wegen der aufwendigen Aufbau- und Verbindungstechnik der kreisrunden Drähte in das Gesamtsystem begrenzt. Die Mikrosystemtechnik baut auf planaren Strukturen und Fertigungsprozessen auf. Die Montage von Bauelementen mit nichtplanarem Charakter ist daher generell nur schwer zu realisieren und erhöht die Produktionskosten.

2.5 Zielsetzung der Arbeit

Ziel dieser Arbeit ist die Realisierung von Mikroaktoren mit mikrostrukturierten planaren FGL-Bauteilen. Als Demonstratoren sollen dabei Membranaktoren und im besonderen Ventile hergestellt werden. Ausgehend von dem oben beschriebenen Entwicklungsstand ist die mögliche Kombination von gesputterten Filmen und gewalzten Folien mit mikrostrukturierten Kunststoffkomponenten zu untersuchen.

Mögliche NiTi-Halbzeuge in Form von Folien sollen in Kooperation mit den Materialherstellern ausgewählt, und weiterentwickelt werden. Zur Herstellung gesputterter FGL-Filme stehen im Forschungszentrum Karlsruhe Anlagen zur Verfügung, wodurch sich die Möglichkeit ergibt, in Zusammenarbeit mit dem Institut für Materialforschung I (IMF I) Mikroaktoren mit dünnen FGL-Filmen zu entwickeln. Die hierdurch zur Verfügung stehenden Legierungen müssen auf ihre Eignung hin überprüft und charakterisiert werden. Für die Mikrosystemtechnik wichtige Eigenschaften, wie zum Beispiel Dimensionseinflüsse der Strukturen, sollen hierbei erstmals besondere Beachtung finden.

Bei der Entwicklung der Aktoren sollen analytische Rechenverfahren eingesetzt werden, mit denen die Geometrie der FGL-Bauteile derart optimiert werden kann, daß ein möglichst großer Volumenbereich für den FG-Effekt ausgenutzt wird. Hierbei sollen Spannungsüberhöhungen im Bauteil vermieden werden, um Bauteilschädigungen und Alterungseffekte zu vermeiden.

Für die Herstellung der FGL-Bauteile werden die bestehenden Strukturierungsverfahren des Laserschneidens und des elektrolytischen Photoätzens eingesetzt und sollen in Zusammenarbeit mit den beteiligten Instituten weiterentwickelt werden.

Durch geeignete Verbindungsverfahren sind die strukturierten FGL-Bauteile mit Kunststoffkomponenten zu kombinieren, um somit die FGL-Mikroaktoren herzustellen.

Der monolithische Aufbau von FGL-Mikroaktoren mit gesputterten Filmen und Kunststoffkomponenten ist nicht möglich. Daher ist ein neues, hybrides Fertigungskonzept zu entwickeln, dessen Realisierbarkeit und Kompatibilität zu etablierten Fertigungsverfahren der Mikrosystemtechnik nachzuweisen ist.

Da für die Charakterisierung von FGL-Bauteilen im mm- und μm -Bereich keine geeigneten Meßverfahren bestehen, ist eine entsprechende Anlage zum Bestimmen der elektrothermomechanischen Eigenschaften aufzubauen.

3 Materialien, Herstellungsverfahren und experimentelle Methoden

3.1 Materialien

Für die Herstellung von Mikrobauteilen aus FG-Legierungen werden in dieser Arbeit binäre NiTi-Legierungen verwendet. Es standen drei verschiedene Ausgangsmaterialien zur Verfügung: Es waren zwei kaltgewalzte Folien mit unterschiedlicher Legierungszusammensetzung und dünne Filme, die durch Magnetronspütern hergestellt wurden. In Tabelle 3.1 sind die drei Ausgangsmaterialien und ihre wichtigsten Kenngrößen zusammengefaßt.

Die kaltgewalzte Folie mit einer Ausgangsdicke von 157 µm und einer Breite von 50 mm stammt von der Fa. Raychem (USA). [18] Nach Herstellerangaben wurde die Folie in mehreren Warmumformschritten mit Zwischenglühungen bis auf eine Blechdicke von 3 mm gewalzt. Anschließend wurde das Blech kaltgewalzt wobei nach jedem Walzschritt das Material bei 800°C zwischengeglüht wurde. Die bei der Zwischenglühung auf dem Blech entstehende Oxydschicht wurde vor jedem weiteren Walzschritt durch eine nicht näher bezeichnete Beize entfernt. Der Umformgrad des letzten Walzschrittes betrug ca. 30%. Im Anlieferungszustand liegt die so hergestellte Folie im kaltverformten Zustand vor. Die Legierungszusammensetzung wurde mit einer chemischen Analyse ermittelt. [46] Der Nickel- und Titangehalt der Folie ist jeweils 49,7 at.% und 50,3 at.%. Der Sauerstoffgehalt liegt unter 0,1 at.%.

Die andere kaltgewalzte Folie mit einer Dicke von 100 µm und einer Breite von 35 mm wurde von der University of Tsukuba (Japan) entwickelt und zur Verfügung gestellt. [28] Nach den Angaben des Herstellers wurde die Folie durch mehrfaches Kaltwalzen mit Zwischenglühungen hergestellt. Die Zwischenglühungen, die bei einer nicht bezeichneten Temperatur erfolgten, wurden im Vakuumofen durchgeführt. Der Umformgrad bei jedem Walzschritt betrug ca. 20%. Die Legierungszusammensetzung wurde mit einer chemischen Analyse ermittelt. [47] Der Nickel- und Titangehalt der Folie ist jeweils 50 at.%. Der Sauerstoffgehalt liegt unter 0,1 at.%.

Dünne Filme mit einer Dicke von 8 µm werden vom Institut für Materialforschung I (IMF I) des Forschungszentrum Karlsruhe bezogen. [48] Der dort entwickelte FGL-Film wurde mit einem Sputterprozeß hergestellt. Hierbei werden Nickel- und Titanatome mit beschleunigten Argon-Ionen aus einem pulvermetallurgisch hergestelltem NiTi-Target herausgeschlagen. Diese freien Atome scheiden sich amorph auf einem Substrat aus Quarzglas ab, das in einem Abstand von 50 mm vom Target entfernt befestigt ist.

Tabelle 3.1: Ausgangsmaterialien

Material-Bezeichnung	Ni-Gehalt [at.%]	Ti-Gehalt [at.%]	O-Gehalt [at.%]	Dicke [µm]	Herstellung
NiTi-50,3at.%	49,7±0,1	50,3±0,1	< 0,1	157	Walzen aus Blech
NiTi-50at.%	50±0,1	50±0,1		100	
NiTi gesputtert	51,5±0,5	48,5±0,5	<1±0,5	8	gesputterter

					Film
--	--	--	--	--	------

Das Target besteht aus 46 at.% Nickel und 54 at.% Titan. Die gewünschte Schichtdicke von 8µm erhält man nach einer Sputterzeit von 90 Minuten. Nach dem Aufputtern wurde die NiTi-Schicht vom Substrat abgezogen und man erhielt einen freitragenden NiTi-Film mit Abmessungen von etwa 15x15 mm². Die chemische Zusammensetzung wurde am Transmissionselektronen Mikroskop (TEM) mit einer energiedispersiven Röntgenanalyse ermittelt. [49] Der Nickel- und Titangehalt des Films ist jeweils 51,5 at.% und 48,5 at.%. Der Sauerstoffgehalt liegt unter 1 at.%. Der Sauerstoff-, Nickel- und Titangehalt ist bei dieser Analyse nur mit einer Genauigkeit von +-0,5 at.% bestimmbar. Es wird darauf hingewiesen, daß die genaue Zusammensetzung der Matrix, sowie die Bindungsform des Sauerstoffs in der Legierung noch nicht abschließend geklärt ist.

3.2 Herstellungsverfahren der Bauteile aus Formgedächtnislegierungen

3.2.1 Konditionierung der Formgedächtnislegierungen

Da durch die thermische und mechanische Vorbehandlung die Transformationstemperaturen der FG-Legierungen in gewissen Grenzen eingestellt werden können, spricht man bei dieser Vorbehandlung von der Konditionierung von FG-Legierungen. Da die Ausgangsmaterialien als kaltverfestigte Folien oder als amorpher Film vorliegen, behindern die Versetzungen, die beim Kaltwalzen in die Folien eingebracht wurden, den FG-Effekt, und der Film weist keine Kristallstruktur auf, die einen FG-Effekt zuläßt. Um dem FG-Effekt einzustellen, müssen die Materialien thermomechanisch behandelt werden. Dazu wird das amorphe Gefüge der Filme rekristallisiert und die Versetzungen der Folien werden durch Spannungsarmglühen ausgeheilt. Mit einer Wärmebehandlung kann man unter anliegender Spannung den Zwei-Weg-Effekt einstellen.

Die kaltgewalzten Folien besitzen herstellungsbedingt eine Oxydschicht von bis zu 1µm Dicke. Der Sauerstoff aus dieser Schicht kann beim Tempern weiter in die Folie diffundieren und den FG-Effekt oder die Transformationstemperaturen in nicht beabsichtigter Weise beeinflussen. Um den Einfluß der Oxydschicht auf das Ergebnis der Konditionierung auszuschließen wird die Oxydschicht mit einer Ätzlösung vor der Wärmebehandlung entfernt. Die Ätzlösung besteht aus:

1 Teil 65 %ige Salpetersäure

4 Teile 37 %ige Flußsäure

5 Teile destilliertes Wasser.

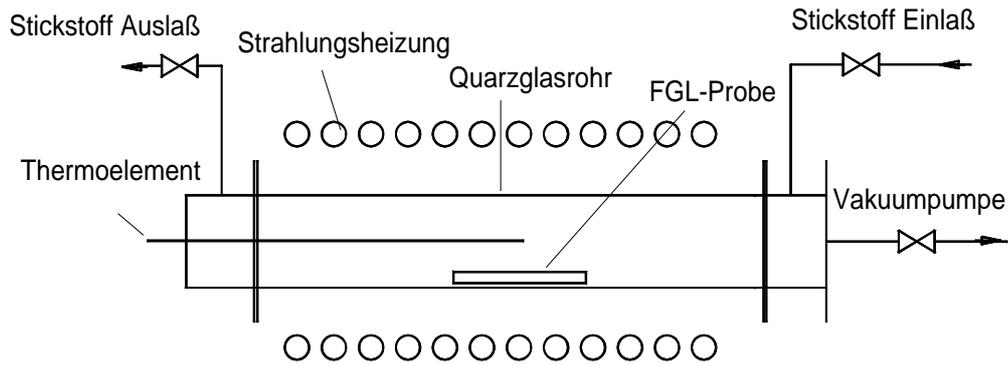


Abbildung 3.1: Schematisch dargestellter Aufbau des Vakuumofens zum Tempern von Formgedächtnislegierungen.

Tabelle 3.2: Konditionierungsparameter

Material-Bezeichnung	Temperatur [°C]	Zeit [min.]	Atmosphäre	Abkühlung
NiTi-50,3 at. %	400	20	Luft	abschrecken in Wasser
NiTi-50 at. %	530	10	Vakuum	gasf. Stickstoff
NiTi gesputtert	1. Schritt 750	60	Vakuum in Ti-Blech	Vakuum in Ti-Blech
	2. Schritt 550	60	Vakuum in Ti-Blech gerollt $r_k = 1\text{mm}$	Vakuum in Ti-Blech gerollt $r_k = 1\text{mm}$

Die Folien werden bei einer Temperatur von 60°C unter ständiger Bewegung eine Minute in die Lösung gehalten und anschließend sofort in destilliertem Wasser gespült. Die Oxydschicht löst sich hierbei als schwarze, nicht lösliche Schicht von der Folie ab. Die gesputterten Filme werden vor der Konditionierung lediglich in Isopropanol gereinigt, um Verunreinigungen zu entfernen, die beim Abziehen des Filmes vom Substrat entstanden.

In Abbildung 3.1 ist schematisch der Aufbau des Vakuumofens dargestellt, der für die Konditionierung der FG-Legierungen verwendet wird. Der Ofen besteht aus einem evakuierbaren Quarzglasrohr und einer Strahlungsheizung, die das Rohr umgibt. Das Glasrohr kann über einen Gasanschluß und ein Abbläsvventil mit Stickstoff durchspült werden. Die Temperatur der Proben im Glasrohr wird mit einem Ni-CrNi-Thermoelement gemessen. Die Strahlungsheizung ist aus zwei teilbaren Halbschalen aufgebaut, wodurch es möglich ist, das Glasrohr in den bereits erwärmten Ofen einzulegen und nach Erreichen von Konditionierungstemperatur und Konditionierungszeit wieder aus dem Ofen herauszunehmen. Dieser Ofenaufbau ermöglicht schnelle Abkühlzeiten der Proben, die laut Herstellervorgabe notwendig sind, um die Bildung von Ti_2Ni -Ausscheidungen beim langsamen Abkühlen zu vermeiden. Diese Ausscheidungen, die sich an den Korngrenzen ausbilden, führen zu einer Versprödung des Werkstoffes und können sich ungünstig auf die FG-Eigenschaften auswirken. Die möglichst sauerstofffreie Umgebung bei der Konditionierung wird erreicht, indem das Glasrohr nach dem Einlegen der Proben mit

hochreinem Stickstoff gespült, und anschließend mit der angeschlossenen Vakuumpumpe auf einen Druck von besser als 1×10^{-6} mbar evakuiert wird.

Die verwendeten Parameter wie Konditionierungstemperatur und Konditionierungszeit sind die Vorgaben der Hersteller. In Tabelle 3.2 sind die drei Materialien und ihre Konditionierungsparameter zusammengefaßt.

Die Folie aus NiTi-50,3 at.% muß aufgrund ihrer großen Dicke sofort nach dem Tempern in Wasser abgeschreckt werden, um die erforderliche Abkühlgeschwindigkeit zu erreichen, da es ansonsten zu einer Bildung von Ausscheidungen kommt. Um die Proben möglichst schnell im Wasserbad abkühlen zu können, erfolgt die Konditionierung an Luft bei offenem Glasrohr. Dies ist noch zulässig, weil die Konditionierungstemperatur von 400°C und die Zeit von 20 Minuten vergleichsweise gering sind, und die dadurch entstehende Oxydschicht, nach Herstellerangaben, im Vergleich zur Foliendicke relativ dünn ist. Die bei der Konditionierung entstandene Oxydschicht wird mit der oben beschriebenen Ätzlösung entfernt.

Die Folie aus NiTi-50 at.% wird im Vakuum 10 Minuten bei einer Temperatur von 530°C getempert. Nach dem Entnehmen des Glasrohres aus dem Ofen wird die Probe im Vakuum bis auf 300°C abgekühlt und anschließend durch Spülen mit Stickstoffgas weiter bis auf Raumtemperatur gekühlt. Die Folie muß nicht im Wasser abgeschreckt werden, da die stöchiometrische Zusammensetzung die Bildung von Ti_2Ni -Ausscheidungen laut Hersteller nicht zuläßt.

Die Konditionierung der gesputterten Filme wird im Vakuum durchgeführt, dabei befinden sich die Filme in einer Schachtel aus reinem Titanblech, welches als Gettermaterial für eventuell noch vorhandenen Restsauerstoff dient. Die Filme aus gesputtertem NiTi werden im Gegensatz zu den gewalzten Folien für den Zwei-Weg-Effekt konditioniert, hierfür sind zwei Temperschritte erforderlich. Im ersten Schritt werden die amorphen Filme, im ebenen Zustand, 60 Minuten bei 750°C rekristallisiert und weisen danach den Ein-Weg-Effekt auf. Im zweiten Schritt wird der Zwei-Weg-Effekt durch Tempern unter einer anliegenden Spannung eingestellt. Die Filme werden dazu mit einem Radius von 1 mm eingerollt, in einem Glasröhrchen fixiert und in diesem Zustand 60 Minuten bei einer Temperatur von 550°C ausgelagert. Nach dem Tempern bleibt ein Krümmungsradius von 5,3 mm zurück. In diesem zweiten Schritt entstehen durch Diffusion kohärente Ni_4Ti_3 -Ausscheidungen, die im B2 Gitter des Austenites entlang der (111)-Richtungen linsenförmig aufwachsen. [50] Diese Ausscheidungen werden in der Literatur auch als X-Phase bezeichnet. Bei homogener Spannungsverteilung während des Auslagerns verteilen sich die X-Phasen Ausscheidungen regellos auf die vier möglichen Raumdiagonalen des B2-Gitters. Durch das anliegende Spannungsfeld, welches durch das Einrollen induziert wird, bilden sich die X-Phasen Ausscheidungen mit einer Vorzugsrichtung aus. Sie induziert beim Abkühlen eine Bildung von gerichteten Martensitvarianten, die dann den Zwei-Weg-Effekt bewirken.

3.2.2 Mikrostrukturierung der FGL-Bauteile durch Laserschneiden

Für die Strukturierung der FGL-Folien wird ein Nd:YAG-Festkörperlaser verwendet (Sonderanfertigung, Fa. Baasel). In einem mit Neodym dotierten Ytrium-Aluminium-Granat Einkristall wird über gepulste Blitzlampen der Kristall zur Emission von kohärentem Licht der Wellenlänge 1064 nm angeregt. Die Strukturierung erfolgt nach dem Prinzip des Laserschneidens.

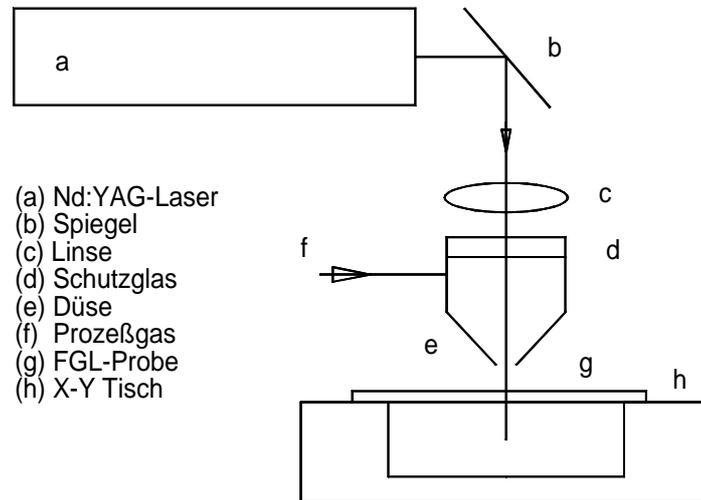


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung der Anlage zum Mikrostrukturieren durch Laserschneiden.

In Abbildung 3.2 ist die Laseranlage zum Schneiden der FGL-Folien schematisch dargestellt. Der Strahl, den der Laser (a) emittiert, wird über einen Spiegel (b) in das Fokussierrohr umgeleitet, wo er mit einer Linse (c) direkt auf die zu strukturierende Folie (g) fokussiert wird. Das durch den Laserstrahl aufgeschmolzene Material der Folie wird mit einem Prozeßgas (f), welches durch eine Schneiddüse (e) in den Schneidspalt geleitet wird, nach unten aus dem Spalt geblasen. Die hohe Affinität des NiTi zum Sauerstoff erfordert die Verwendung von Argon als Prozeßgas, welches die Funktion eines Schutzgases übernimmt. Die Folie wird während des Schneidvorganges mit einem NC (Numeric Controlled)-gesteuerten Probenhalter (h) unter dem feststehenden Laserstrahl bewegt. Durch Verwendung einer CAD-CAM Schnittstelle (Computer Aided Design, Computer Aided Manufacturing) können beliebige Geometrien vorgegeben werden, die dann aus der Folie herausgeschnitten werden.

3.2.3 Mikrostrukturierung der FGL-Bauteile durch elektrolytisches Ätzen

Die Strukturierung gesputterter, freitragender Filme ist mit dem Verfahren des Laserschneidens sehr problematisch, da hierbei die entstehenden Prozeßkräfte, die durch den Schneidgasstrahl entstehen, die dünnen Strukturen zerstören. Ein Verfahren, mit dem FGL-Filme oder auch FGL-Folien mit einer Dicke von 1 - 160 µm für die Mikrosystemtechnik naßchemisch strukturiert werden können wurde an der Cranfield University (England) in Zusammenarbeit mit dem IMT entwickelt. [51]

Die Prozeßfolge des elektrolytischen Photoätzens ist in Abbildung 3.3 dargestellt. Der freitragende Film (a) wird mit einem Tauchverfahren beidseitig mit einem Negativ-Polyimid Lack beschichtet (b). Dabei wird der Film in den Lack eingetaucht und mit einer konstanten Geschwindigkeit wieder aus ihm herausgezogen. Über einen fotografischen Film wird eine Belichtungsmaske der zu ätzenden Strukturen erstellt. Durch sie hindurch wird der Lack beidseitig mit einem Kontaktverfahren belichtet (c) und anschließend entwickelt (d). Die freien Metallflächen werden dann von beiden Seiten elektrolytisch geätzt (e). Als Elektrolyt wird beim Ätzen eine Lösung aus 95 vol.% Methanol und 5 vol.% konzentrierter Schwefelsäure bei einer Temperatur von ca. 20°C verwendet. Der zu strukturierende NiTi-Film wird im Elektrolyten als Anode an eine Spannungsquelle angeschlossen.

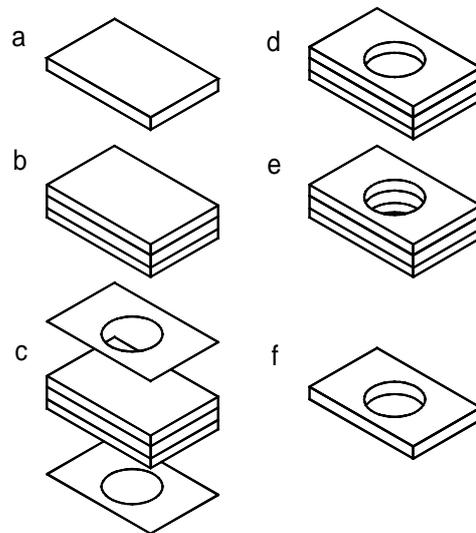


Abbildung 3.3: Prozeßfolge beim elektrolytischen Photoätzen.

Planparallel zur Anode werden beidseitig Kathoden aus Edelstahl eingesetzt. Bei einer Zellspannung von 8 Volt werden mit diesen isotropen Verfahren Ätzzraten von ca. 10 $\mu\text{m}/\text{min}$ erreicht. Nach dem Ätzen wird der Lack entfernt und man erhält freitragende, strukturierte FGL-Filme (f).

3.3 Experimentelle Methoden

3.3.1 Dynamische Differenzen Kalorimetrie

Zur Bestimmung der Transformationstemperaturen von FG-Legierungen wird die Dynamische Differenzen Kalorimetrie verwendet. Der englische Begriff der Difference Scanning Calorimetrie (DSC) ist für diese Meßmethode geläufiger und wird daher weiter verwendet. Bei der DSC-Messung werden die zu untersuchenden Proben in Aluminiumtöpfchen mit einem Innendurchmesser von 5 mm verpreßt und mit einer Referenzprobe verglichen. Als Referenzprobe dient ein leeres Töpfchen. Probe und Referenz werden mit einer konstanten Heiz- und Kühlrate von 10 K/min zwischen -100°C und 150°C zyklert.

Der Wärmefluß wird zunächst nur zum Erhöhen oder Verringern der Probentemperatur benötigt. Kommt es nun zu einer Gefügetransformation, so nimmt die Probe, bedingt durch die Transformationsenthalpie, zusätzlich Wärme auf beziehungsweise gibt diese ab, was in einem höheren Wärmefluß in die Probe hinein oder heraus resultiert. Als Folge bildet sich eine Temperaturdifferenz zwischen Referenz und Probe aus, mit deren Hilfe sich der Wärmefluß in die Probe und die hieraus resultierenden Transformationstemperaturen bestimmen lassen.

Abbildung 3.4 zeigt dazu eine typische DSC-Kennlinie einer NiTi-Legierung, die beim Abkühlen eine zweistufige Transformation ($B2 \rightarrow R$ und $R \rightarrow B19'$) und beim Erwärmen eine einstufige Transformation ($B19' \rightarrow B2$) aufweist. Die Transformationstemperaturen werden nach dem Tangentenverfahren bestimmt. Bei diesem Verfahren werden Tangenten an die Grundlinie des Wärmestromes und an die Flanken der Transformations-Peaks angeglichen. Der Schnittpunkt der beiden Tangenten wird als Transformationsstart- bzw. Endtemperatur festgelegt.

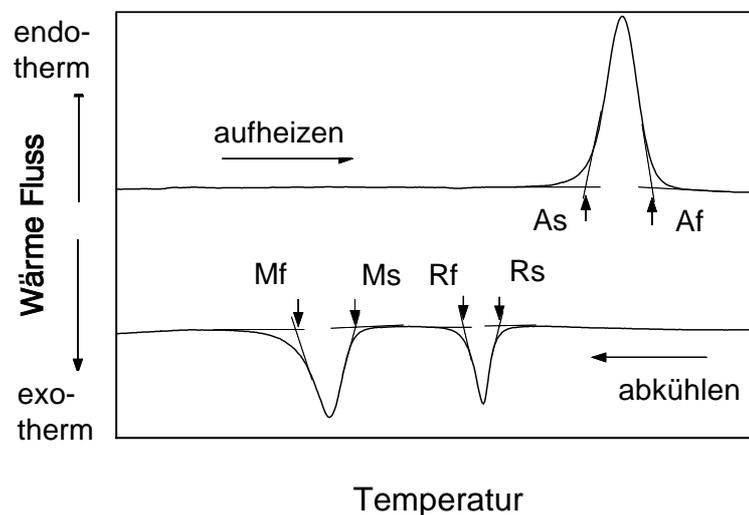


Abbildung 3.4: Charakteristische DSC-Kennlinie einer Formgedächtnislegierung die beim Abkühlen eine zweistufige Phasenumwandlung und beim Erwärmen eine einstufige Phasenumwandlung zeigt.

3.3.2 Elektrische und mechanische Eigenschaften

Weitere wichtige Kenngrößen zur Dimensionierung von Mikroaktoren aus FG-Legierungen sind neben den Umwandlungstemperaturen die temperaturabhängigen mechanischen und elektrischen Eigenschaften. Zu den mechanischen Eigenschaften zählt insbesondere der temperaturabhängige Spannungs-Dehnungs-Verlauf der verschiedenen Gefüge. Die wichtigste elektrische Größe ist der Widerstand, da die zu entwickelnden Aktoren durch direktes Beheizen mit einem elektrischen Strom betrieben werden sollen und die Temperaturabhängigkeit des Widerstandes ein Maß für die Gefügeumwandlung ist. Mit ihm sind Rückschlüsse auf das Transformationsverhalten möglich. Anhand der elektromechanischen Eigenschaften lassen sich lastabhängige Transformationstemperaturen der FG-Legierungen bestimmen. Die elektromechanische Grundcharakterisierung der Legierungen wird an Teststrukturen mit für die Mikroaktoren typischen Dimensionen vorgenommen. Als Teststruktur wird der Doppelbiegebalken mit Längenabmessungen im mm-Bereich und Breiten im μm -Bereich gewählt.

In Abbildung 3.5 ist ein Doppelbiegebalken mit der Balkenlänge l , der Balkenbreite w und der Balkendicke h sowie der schematische Versuchsaufbau mit den Meßgrößen dargestellt. Die Doppelbiegebalken werden so auf ein thermisch leitendes und elektrisch isolierendes Substrat (Al_2O_3 -Sinterkeramik, 600 μm dick) aufgeklebt, daß sich der Balken auf der gesamten Länge frei durchbiegen kann. Die gesputterten Filme, welche für den Zwei-Weg-Effekt konditioniert wurden (siehe Kap. 3.2.1), werden so auf die Substrate aufgeklebt, daß die Balken entlang ihrer Länge nach oben gekrümmt sind. Kalibrierte Mikrogewichte mit einer Genauigkeit von $\pm 1 \mu\text{N}$ werden an die Spitze des Balkens eingehängt. Dies führt zu einer Auslenkung des Balkens, die über ein Videomikroskop rückwirkungsfrei mit einer Genauigkeit von $\pm 2 \mu\text{m}$ gemessen werden kann. Die Auslenkung wird im folgenden durchgängig positiv in positiver Krafrichtung gemessen. Der Nullpunkt der Auslenkung ist die Stellung, in der der Balken nicht gekrümmt ist.

Die 4-Punkt-Methode, bei der die Kontaktübergangswiderstände vernachlässigt werden können, wird zur Messung des elektrischen Widerstandes eingesetzt. Wird die Probe durch die Umgebung von außen erwärmt, wird der Widerstand mit der eingebauten 4-Punkt-Widerstandsmessung eines Digitalmultimeters (HP 3455A, Fa. Hewlett Packard) mit einer Genauigkeit von $\pm 0,001 \Omega$ gemessen.

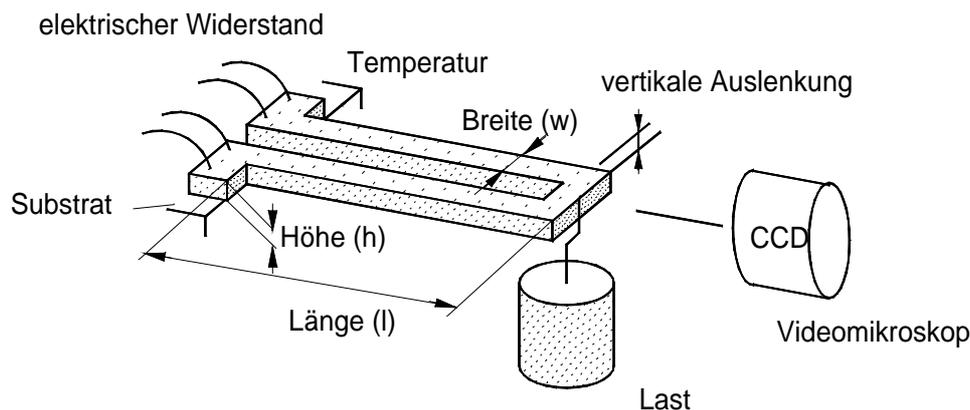


Abbildung 3.5: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Bestimmung der mechanischen und elektrischen Eigenschaften von Doppelbiegebalken. Die vier Meßgrößen Temperatur, Last, Auslenkung und Widerstand und den Geometriegrößen Länge (l), Höhe (h) und Breite (w) sind dargestellt.

Wird die Probe direkt mit einer elektrischen Heizleistung erwärmt, wird der Heizstrom durch die Probe mit einem digitalen Strommeßgerät (DDM45, Fa. Fluke) und die Spannung mit dem bereits erwähnten Digitalmultimeter gemessen. Aus diesen beiden Werten wird dann der Widerstand mit einer Genauigkeit von $\pm 0,002 \Omega$ errechnet. Die Kontakte zu den Biegebalken werden mit dem Wedge-Wedge Bondverfahren mit 40 μm dicken Aluminiumdrähten hergestellt.

Die Temperatur der Teststrukturen kann nicht direkt mit Thermoelementen gemessen werden, da durch das Aufbringen des Elementes die mechanischen Eigenschaften der Biegebalken zu stark beeinflusst werden. Daher wird für die Temperierung der Probe sowie für die Messung der Probentemperatur ein speziell hierfür entwickelter Kryostat verwendet, dessen schematischer Aufbau in Abbildung 3.6 dargestellt ist.

Der Kryostat besteht aus einem druckfesten Behälter (h), der über eine Vakuumpumpe (g) auf ein Isoliervakuum von besser als 1×10^{-3} mbar evakuiert werden kann. Durch ein Fenster (f) wird die Auslenkung der Probe mit dem Videomikroskop beobachtet. Die Probe (a) ist auf dem Probenhalter aus Kupfer (b) festgeklemmt, welcher wiederum fest mit der Heizplatte (c) verbunden ist. Die Temperatur der elektrisch beheizten Platte wird mit einem PID-Regler (m) kontrolliert. Ein Kühlblock (d), der ebenfalls fest mit der Heizplatte verbunden ist, wird durch einen konstanten Durchfluss von flüssigem Stickstoff (i,k) gekühlt. Die Probe ist, abgesehen von einem kleinen Loch zur Beobachtung der Probe mit der Videokamera, von Strahlungsschilden (e) umgeben, welche thermisch leitend mit dem Probenhalter (b) verbunden sind und somit annähernd auf dem gleichen thermischen Niveau liegen. Mit einem Temperatursensor (PT100) wird die Temperatur des Keramiksubstrates gemessen, auf welches der Doppelbiegebalken geklebt ist.

Die Messungen der temperaturabhängigen Materialgrößen erfolgt im Gegensatz zur DSC-Messung im thermischen Gleichgewicht. Dies bedeutet, daß nach einer Temperaturänderung mit dem Beginn einer Messung solange gewartet wird, bis die Temperatur am Keramiksubstrat wieder konstant ist. Mit dieser Vorgehensweise wird zwischen -60°C und 150°C eine Messgenauigkeit der Temperatur von $\pm 0,1$ K erreicht.

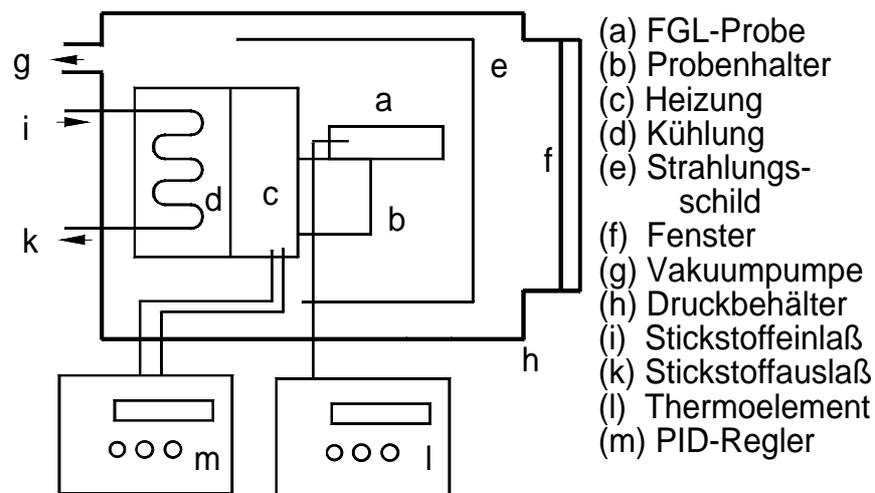


Abbildung 3.6: Schematische Darstellung der Anlage zum Bestimmen von temperaturabhängigen Material- und Aktorkenngrößen.

Durch das Messen im thermischen Gleichgewicht und durch Verwendung eines Isoliervakuum und Strahlungsschilden können konduktive Verluste, konvektive Verluste und Strahlungsverluste des Doppelbiegebalkens vernachlässigt werden. Die am Keramiksubstrat gemessene Temperatur kann dadurch der Temperatur des Doppelbiegebalkens gleichgesetzt werden.

3.3.3 Wärmebildaufnahmen

Die Kenntnis der Temperaturverteilung von direkt beheizten FGL-Mikroaktoren ist erforderlich um beurteilen zu können, ob sie in allen Bereichen über die notwendige Transformationstemperatur erwärmt werden oder ob einzelne Bereiche überhitzen. Da aufgeklebte Thermoelemente zu einer Wärmeabfuhr aus dem Aktor führen und somit die Messung verfälschen würden, wird zur Bestimmung der Temperaturverteilung ein Infrarot-Mikroskop verwendet, das vom Institut für Angewandte Thermo- und Fluidodynamik des FZK zur Verfügung gestellt wurde. [52] Das Mikroskop besteht aus einer handelsüblichen Infrarotkamera (IRC 160, Fa. CE Cincinnati Electronics), die mit Hilfe einer Linse aus Kalziumfluorid Wärmebildaufnahmen einer Fläche von ca. $8 \times 12 \text{ mm}^2$ bei einer Auflösung von $50 \times 50 \mu\text{m}^2$ erstellen kann. Die relative Meßgenauigkeit beträgt dabei $\pm 0,04 \text{ K}$. Die Absoluttemperatur wird mit Hilfe eines Ni-CrNi-Thermoelementes bei einer Genauigkeit von $\pm 0,1 \text{ K}$ geeicht. Die Wärmebildaufnahmen werden im thermischen Gleichgewicht der elektrisch beheizten Aktoren durchgeführt.

3.3.4 Fluidische Eigenschaften

Für die Charakterisierung der Ventile sind neben dem thermischen, elektrischen und mechanischen Verhalten der FGL-Bauteile auch die fluidischen Eigenschaften, wie zum Beispiel druckabhängige Volumenströme und das Schaltverhalten von Interesse. Zur Bestimmung der fluidischen Eigenschaften wird der in Abbildung 3.7 schematisch dargestellte Versuchsaufbau eingesetzt.

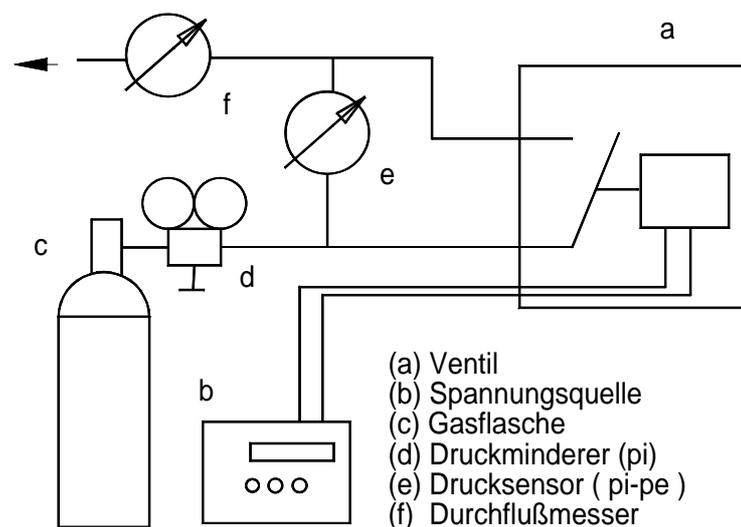


Abbildung 3.7: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Bestimmung der fluidischen Eigenschaften von Ventilen.

Das Ersatzschaltbild des Ventils (a) beinhaltet einen fluidischen Schalter, der durch ein elektrisch ansteuerbares FGL-Bauteil betrieben wird. Die Spannungsquelle (b) versorgt das FGL-Bauteil mit elektrischer Leistung. Aus einer Gasflasche (c) wird das System mit

Stickstoff versorgt, dessen Eingangsdruck (p_i) mit einem Druckminderer (d) fest eingestellt wird. Der Umgebungsdruck wird mit p_e bezeichnet. Der Gasfluß durch das Ventil wird mit einem elektronischen Durchflußmesser (f) (PR 4000, Fa. MKS Electronics) mit einer Genauigkeit von $\pm 0,5$ sccm bestimmt. Der Druckabfall über den Durchflußmesser ist, im Vergleich zum Druckabfall über das Ventil, vernachlässigbar. Der Differenzdruck zwischen Ventileinlaß und Ventilauslaß ($p_i - p_e$) wird mit einem Halbleiterdrucksensor (e) (SX1000N, Fa. SenSym) bei einer Genauigkeit von ± 10 hPa gemessen und kann graphisch auf einem Oszilloskop dargestellt werden. Die Ansprechzeit des Sensors beträgt 0,1 ms.

Das dynamische Verhalten eines Ventils kann an den Schließ- und Öffnungszeiten untersucht werden. Zu deren Ermittlung werden die FGL-Bauteile der Ventile durch eine Heizleistung mit Rechtecksignal angesteuert. In Abbildung 3.8 sind der zeitliche Verlauf der elektrischen Heizleistung und die daraus resultierende Druckdifferenz dargestellt. Die Druckdifferenzen im geschlossenen sowie im geöffneten Zustand werden für die beiden Ventilstände bestimmt, welche als Bezugsgrößen verwendet werden. Ausgehend vom geöffneten Zustand wird das FGL-Bauteil mit einer konstanten elektrischen Leistung beheizt. Das Ventil beginnt sich zu schließen, was in einem Anstieg der Druckdifferenz zu beobachten ist. Erreicht der Differenzdruck die Bezugsmarke des geschlossenen Ventils, wird die elektrische Leistung abgeschaltet. Die Zeit, die das Ventil bei konstanter Heizleistung zum Schließen benötigt, wird als Schließzeit t_c definiert. Nach einer kurzen Verweilzeit im geschlossenen Zustand kühlt das FGL-Bauteil wieder ab, und das Ventil öffnet sich wieder. Die Zeit, die bis zum Erreichen der Bezugsmarke des offenen Ventils verstreicht, wird als Öffnungszeit definiert. Die so definierten Zeiten sind ebenfalls in Abbildung 3.8 dargestellt.

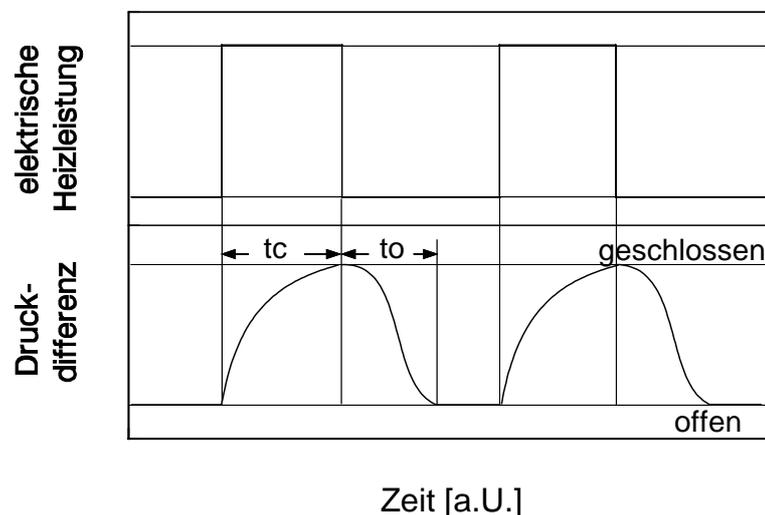


Abbildung 3.8: Zeitlicher Verlauf der elektrischen Heizleistung und der daraus resultierende Differenzdruck ($p_i - p_e$) der Ventile. t_c und t_o bezeichnen Schließ- und Öffnungszeit.

4 Teststrukturen

Die zur Verfügung stehenden FG-Legierungen sind in ihrem thermischen und mechanischen Verhalten zum Teil nur unvollständig charakterisiert. An Teststrukturen sollen in diesem Kapitel die für die Auslegung von FGL-Mikroaktoren wichtigen Kenngrößen der Ausgangsmaterialien ermittelt werden. Darüber hinaus werden die Strukturierungsverfahren auf ihre Eignung zur Herstellung von Mikroaktoren aus FGL-Folien und Filmen hin untersucht. Dieses Kapitel stellt die Basis für die in Kapitel 5 vorgestellte Entwicklung von FGL-Mikroaktoren dar.

4.1 Herstellung der Teststrukturen

Mit den Strukturierungsverfahren Laserschneiden und elektrolytisches Ätzen werden aus den konditionierten Folien und Filmen Doppelbiegebalken mit verschiedenen Geometrien hergestellt, um daran eine Grundcharakterisierung der FG-Legierungen durchzuführen. Die Geometriedaten der Doppelbiegebalken sind in Tabelle 4.1 aufgeführt. Die unterschiedlichen Dicken der Folien aus NiTi-50,3 at.% werden durch chemisches Dünnen einer Folie mit 157 μm Ausgangsdicke hergestellt, wofür die in Kap. 3.2.1 vorgestellte Ätzlösung verwendet wird. Im folgenden werden die bei der Herstellung der Teststrukturen erzielten Strukturierungsergebnisse der beiden unterschiedlichen Verfahren Laserschneiden und elektrolytisches Ätzen aufgeführt.

Tabelle 4.1: Geometriedaten der Doppelbiegebalken

Materialbezeichnung	Balkendicke h [μm]	Balkenbreite w [μm]	Balkenlänge l [mm]
NiTi-50,3 at.%	157	95	6
	100	95	4
	45	95	2
	20	50	2
NiTi-50 at.%	100	97	1.26
NiTi gesputtert	8	270	2.5

Laserschneiden

Abbildung 4.1 zeigt das REM-Bild (Raster Elektronen Mikroskopie) der Schnittkante einer mit dem Laser strukturierten 40 μm dicken Folie aus NiTi-50,3 at.%. Die Schnittkante zeigt eine wellige Struktur mit einem arithmetischen Mittenrauhwert von 1 μm , der auf den gepulsten Betrieb des Lasers und das Ausblasen der Schmelze zurückzuführen ist. Beim Laserschneiden beträgt die Maßabweichung von der Sollgeometrie etwa ± 3 μm . Die minimale, reproduzierbar herstellbare Stegbreite beträgt 40 μm . Das mit der verwendeten Laseranlage erreichbare maximale Aspektverhältnis, welches sich aus dem Quotienten von Foliendicke zu Strukturbreite ergibt, ist für eine Dicke von 160 μm etwa 4. Im Dickenbereich zwischen 157 μm und 40 μm beträgt die Breite des Schnittspaltes in den FGL-Folien 40-45 μm . Die Schwankung der Schnittspaltbreite ist durch

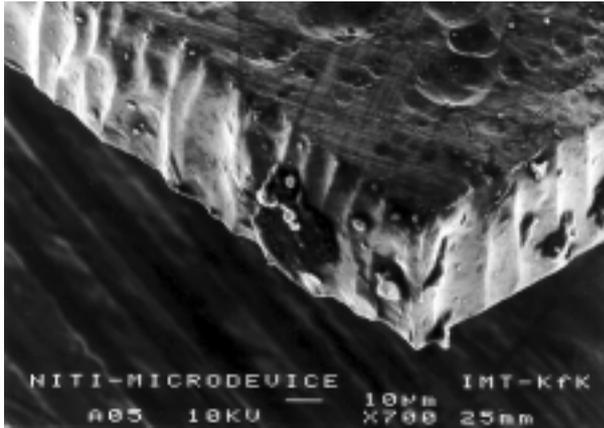


Abbildung 4.1: REM-Bild der Schnittkante eines mit dem Laser strukturierten NiTi-Blechtes mit 40 µm Dicke.

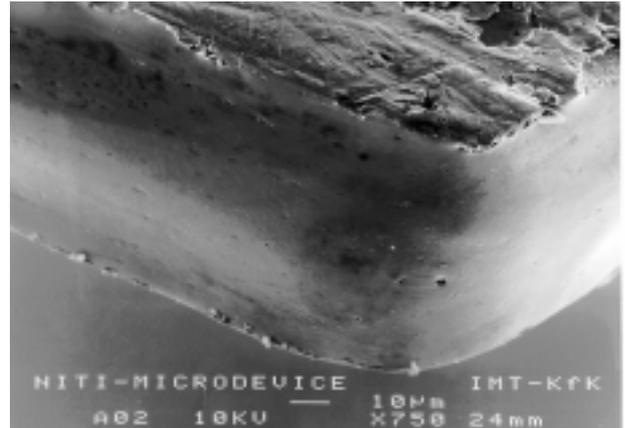


Abbildung 4.2: REM-Bild der Ätzkante eines mit elektrolytischem Ätzen strukturierten NiTi-Blechtes mit 80 µm Dicke.

die verwendeten Schneiddüsen, deren Herstellungsqualität, sowie durch die schwankende Laserleistung bedingt. Auf der Unterseite der Folien kann es zu einer Gratbildung kommen, die durch ausgeblasene, erstarrte Schmelze verursacht wird. Dieser Grat hat in der Ätzlösung, die zum Entfernen der Oxidschichten eingesetzt wurde (siehe Kap. 3.2.1), eine wesentlich höhere Ätzrate als die thermisch unbeeinflusste Folie. Dieser Effekt wird genutzt, um die Strukturen naßchemisch zu entgraten, ohne dabei die eigentliche Struktur zu beeinflussen. Die genauen Einflußgrößen auf diesen Grat sind noch nicht abschließend geklärt und werden zur Zeit untersucht. [53] Neben der Gratbildung kommt es beim Laserschneiden zu einem weiteren thermisch bedingten Effekt. Durch das Aufschmelzen der Legierung im Schnittpalt entsteht an den Schnittkanten eine Wärmeeinflußzone von wenigen µm. [50] Sie hat, wie an Versuchen festgestellt werden konnte, jedoch keinen Einfluß auf die FG-Eigenschaften und die mechanischen Eigenschaften der strukturierten Folien.

Elektrolytisches Ätzen

Abbildung 4.2 zeigt das REM-Bild einer mit beidseitigem elektrolytischem Ätzen strukturierten 80 µm dicken Folie aus NiTi-50,3 at.%. Bei dem beidseitigen elektrolytischen Ätzen können Gräben mit nahezu senkrechten Seitenwänden mit einer minimalen Breite hergestellt werden, die etwa dem 1,5-fachen der Dicke entspricht. Die minimal herstellbaren Stegbreiten entsprechen etwa dem 0,5-fachen der Dicke. Die Rauigkeit der Ätzflanken ist deutlich geringer als beim Laserschneiden. Die mittlere Maßabweichung bei diesem Verfahren beträgt im derzeitigen Entwicklungsstand etwa $\pm 2,5\%$ der Dicke. Das erreichbare maximale Aspektverhältnis ist etwa 0,6 und für alle Dicken gleich.

Aufgrund der unterschiedlichen Aspektverhältnisse beim Laserschneiden und beim elektrolytischen Ätzen ist das Laserschneiden bei Foliendicken oberhalb von 40 µm dem Ätzen vorzuziehen. Sind die kritischen Dimensionen der herzustellenden Struktur doppelt so groß wie die Foliendicke, so kann auch das elektrolytische Ätzen eingesetzt werden. Im Bereich zwischen 20 und 40 µm Foliendicke können beide Verfahren zur Anwendung kommen. Unterhalb einer Folien- bzw. Filmdicke von 20 µm sollte aus den bereits

erörterten Gründen der höheren Prozeßkräfte beim Laserschneiden (s. Kap. 3.2.3) das elektrolytische Ätzen eingesetzt werden.

Das Laserschneiden ist ein serielles Verfahren, bei dem ein Bauteil nach dem anderen strukturiert wird, wodurch das Verfahren eher für geringe bis mittlere Stückzahlen geeignet ist. Das elektrolytische Photoätzen ist ein paralleles Verfahren, bei dem gleichzeitig mehrere Bauteile in einem Prozeßschritt hergestellt werden können. Parallele Verfahren werden in der Mikrosystemtechnik in einem breiten Spektrum eingesetzt und ermöglichen die effiziente Fertigung großer Stückzahlen. Daher ist bei der Fertigung von Aktoren mit hoher Stückzahl das Ätzen wenn möglich dem Laserschneiden vorzuziehen.

4.2 Charakterisierung der Teststrukturen

In den folgenden drei Kapiteln werden die für die Mikroaktorik wichtigen Eigenschaften der Teststrukturen aus FG-Legierungen untersucht. Dabei wird an allen drei Materialien eine Grundcharakterisierung durchgeführt. Sie umfaßt zunächst die Bestimmung der Transformations-temperaturen mittels DSC. In Kombination mit lastabhängigen Widerstands- und Auslenkungs-kennlinien, die sowohl bei homogener Erwärmung als auch beim direkten Beheizen mit einer elektrischen Heizleistung ermittelt werden, wird dann die gesamte Transformationscharakteristik bestimmt. Schließlich wird noch der E-Modul des Austenits und des Gefüges bei Raumtemperatur ermittelt und somit die Grundcharakterisierung vervollständigt.

Weiterführende Untersuchungen werden zum Bestimmen von Spannungsraten, Dickenabhängigkeiten der Transformationstemperaturen und Texturabhängigkeiten des FG-Effektes durchgeführt. Ziel dieser Untersuchungen ist es festzustellen, welche FG-Legierungen für die Herstellung von Mikroaktoren besonders geeignet sind. Die Kapitel sind nach den drei verschiedenen Materialien geordnet.

4.2.1 Kaltgewalzte Folie aus NiTi-50,3% (Raychem)

DSC-Messung

Abbildung 4.3 zeigt die DSC-Kennlinie einer kaltgewalzten Folie aus NiTi-50,3 at.% mit einer Foliendicke von 157 µm. Die Probeneinwaage betrug hierbei 12,1 mg.

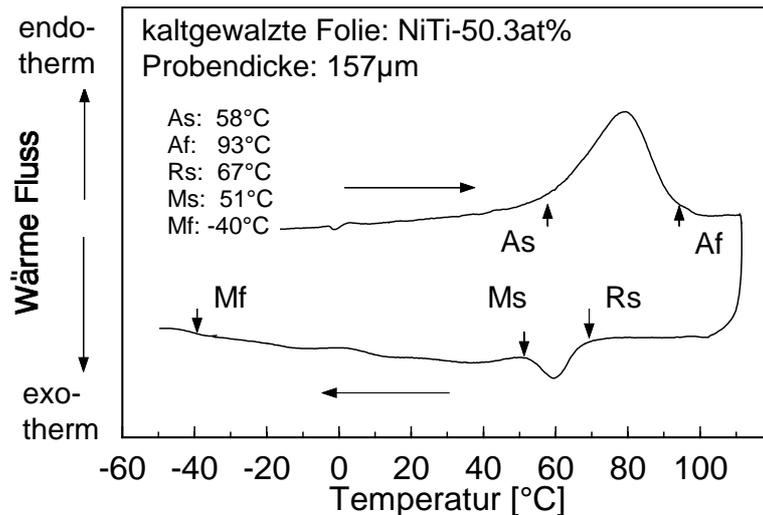


Abbildung 4.3: DSC-Kennlinie von kaltgewalzter Folie aus NiTi-50,3 at.% mit einer Dicke von 157µm.

Man erkennt beim Aufheizen eine einstufige Gefügetransformation vom martensitischen zum austenitischen Gefüge, welche bei einer Temperatur $A_s=58^\circ\text{C}$ beginnt und bei $A_f=93^\circ\text{C}$ beendet ist. Beim Abkühlen kommt es zu einer zweistufigen Transformation, vom austenitischen ins rhomboedrische Gefüge und ins martensitische Gefüge, die allerdings nur sehr schwach in der DSC-Kennlinie zu erkennen ist. Diese Transformation ist in der Widerstandskennlinie, die im folgenden dargestellt wird, wesentlich deutlicher zu sehen. Die rhomboedrische Transformation beginnt bei $R_s=67^\circ\text{C}$. Die Endtemperatur der rhomboedrischen Transformation kann hier nicht bestimmt werden, da sie von der martensitischen Transformation überlagert wird, welche bei $M_s=51^\circ\text{C}$ beginnt und bei $M_f=-40^\circ\text{C}$ abgeschlossen ist. Das Transformationsverhalten der Folie, mit einstufiger Transformation beim Erwärmen und zweistufiger beim Abkühlen, wurde ebenfalls bei Untersuchungen an Proben mit makroskopischen Abmessungen im mm-Bereich beobachtet. [54,55] Es ist für NiTi-Legierungen mit einem Umformgrad von mehr als 20 % typisch.

Thermische Ansteuerung

Zum Vergleich des idealen Transformationsverhaltens, bei homogener Erwärmung, mit dem realen Verhalten, wird ein Biegebalken bei gleicher Last in einer ersten Messung durch die externe Heizung des Kryostaten (siehe Kap. 3.3.2) temperiert, Abbildung 4.4, und in einer zweiten Messung bei Raumtemperatur mit einem elektrischen Strom erwärmt, Abbildung 4.5. Der elektrische Strom wird hierbei direkt durch den Balken geleitet. Diese Erwärmung entspricht der realen Ansteuerung der zu entwickelnden Mikroaktoren und soll daher anhand der Teststrukturen untersucht werden.

In Abbildung 4.4 ist der spezifische Widerstand (a) und die vertikale Auslenkung (b) des Doppelbiegebalkens mit einer Dicke von 157 µm bei homogener Temperierung im Kryostaten dargestellt. Die auf die Spitze des Balkens wirkende Kraft ist 10 mN und bewirkt eine Maximalspannung von 76 MPa an der Einspannstelle. In der Widerstandskennlinie ist beim Abkühlen die zweistufige Transformation erkennbar, wobei der Beginn der rhomboedrischen

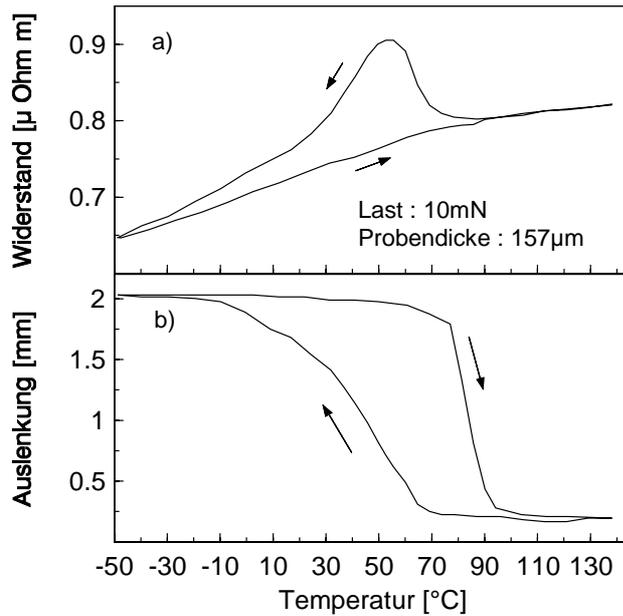


Abbildung 4.4: Spezifischer Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der Temperatur eines Doppelbiegebalkens aus NiTi-50,3 at.%.

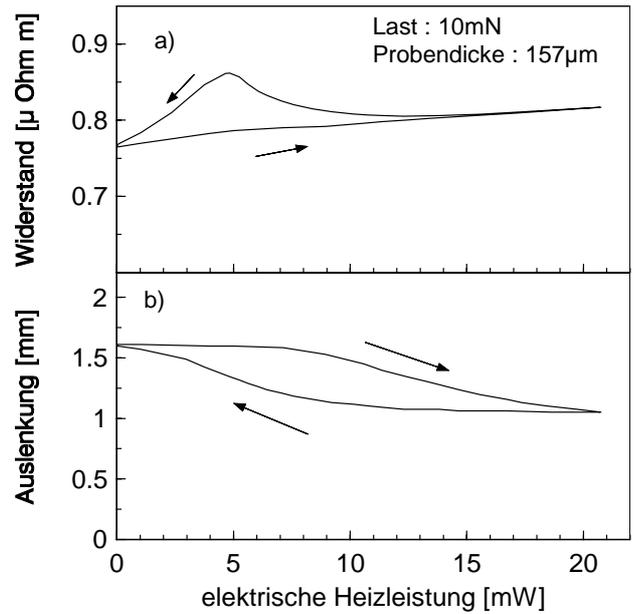


Abbildung 4.5: Spezifischer Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung eines Doppelbiegebalkens aus NiTi-50,3 at.%.

Transformation durch den Anstieg des Widerstandes bei 73 $^{\circ}\text{C}$, und der Beginn der martensitischen Transformation durch das Widerstandsmaximum bei 51 $^{\circ}\text{C}$ gekennzeichnet ist. In der Auslenkungskennlinie nimmt beim Abkühlen die Auslenkung bei Beginn der rhomboedrigen Transformation zu und erreicht seinen Maximalwert nach abgeschlossener martensitischer Transformation. Beim Erwärmen wird die Auslenkung mit Beginn der austenitischen Transformation zurückgestellt und erreicht ihren Ausgangswert nach beendeter Transformation. Die maximale Auslenkung bei -40 $^{\circ}\text{C}$ beträgt 2 mm, die minimale bei 130 $^{\circ}\text{C}$ ist 0,33 mm.

In Abbildung 4.5 sind der spezifische Widerstand und die Auslenkung des gleichen Doppelbiegebalkens bei direktem Ansteuern mit einem elektrischen Strom in Abhängigkeit der elektrischen Leistung dargestellt. Da die Messung im Vakuum bei einer Substrattemperatur von 20 $^{\circ}\text{C}$ durchgeführt wird, ist die Kühlung des Balkens durch Wärmeleitung in die Aufhängung bestimmt. Da die Transformation bei Raumtemperatur nicht abgeschlossen ist, erreicht der Balken mit 1,6 mm nur 80 % der maximal möglichen Auslenkung der vollständigen Transformation. Beim Erwärmen des Balkens mit einer Heizleistung von 21 mW erreicht die Auslenkung mit 1,05 mm ebenfalls nicht die vollständige Rückstellung wie sie bei der homogenen Temperierung erreicht wird, obwohl der elektrische Widerstand auf eine vollständige Transformation schließen lassen könnte. Die verrichtete Hubarbeit reduziert sich dabei auf etwa 30 % des bei der vollständigen Transformation erreichten Wertes von 18 μNm . Dieses Verhalten lässt sich auf die inhomogene Temperaturverteilung beim Beheizen mit dem elektrischen Strom zurückführen. Im Bereich der Einspannstelle des Balkens entsteht durch die Wärmeabfuhr ins Trägersubstrat eine Temperatursenke, wodurch es dort nicht zu einer vollständigen Transformation kommt. Gerade an dieser Stelle verrichtet der Balken bei der vollständigen

Gefügetransformation den größten Anteil an mechanischer Arbeit, da er dort durch die Einzellast an der Spitze am stärksten belastet und gedehnt wird.

Die inhomogene Temperaturverteilung wirkt sich weniger deutlich auf den Widerstand aus, da er ein integraler Mittelwert des gesamten Balkens ist, der kaum sensitiv für kleine Bereiche mit abweichender Temperatur und Widerstand ist. Lediglich das reduzierte Maximum des Widerstands ist ein Anzeichen für eine inhomogene Temperaturverteilung. Um den Balken im gesamten Bereich über A_f zu erwärmen, wären in diesem Fall Heizleistungen vonnöten, die durch Überhitzen der Spitze den Balken zerstören. Beim Betrieb des Balkens an Luft wird zwar durch den hinzukommenden konvektiven Kühlanteil die Überhitzungsgefahr reduziert, der notwendige Strom zum Beheizen steigt allerdings über einen Wert von 500 mA an. Dieser maximal zulässige Stromwert ist ein technologisch bestimmter Wert, oberhalb dessen eine Kontaktierung und Ansteuerung von zu entwickelnden Mikroaktoren zum jetzigen Zeitpunkt als nicht sinnvoll erscheint. Der in Abbildung 4.5 gezeigte Extremfall von inhomogener Spannungs- und Temperaturverteilung macht deutlich, wie wichtig es für die Mikroaktoren mit FG-Legierungen ist, die Bereiche, in denen das Bauteil gedehnt wird, hinreichend erwärmen zu können. Erst eine Erwärmung dieser Bereiche über die Gefügetransformationstemperatur ermöglicht eine effektive Ausnutzung des FG-Effektes.

Spannungsabhängigkeit der Transformationstemperaturen

Aus Untersuchungen an makroskopischen Proben ist bekannt, daß die Umwandlungstemperaturen proportional mit der mechanischen Spannung ansteigen. [56] (siehe auch Kap. 2.1.3) Für Mikroaktoren aus gewalzten Folien ist nun zu klären, ob hier diese Beziehung ebenfalls besteht.

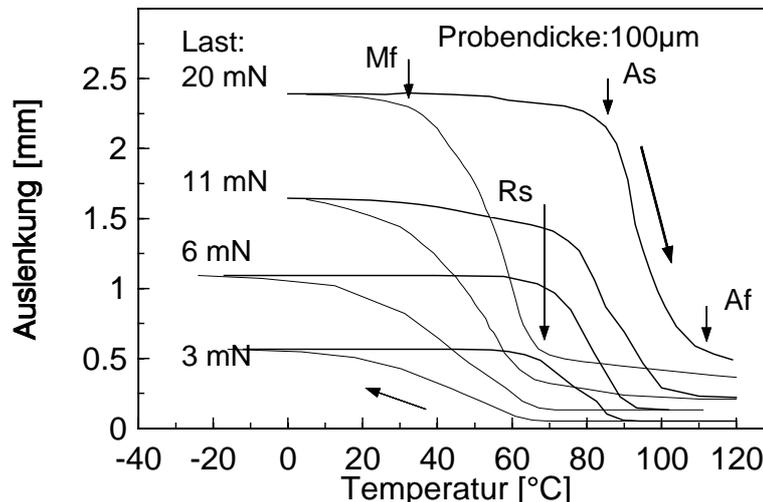


Abbildung 4.6: Auslenkungskennlinien in Abhängigkeit der Temperatur und der Last eines Doppelbiegebalkens aus NiTi-50,3 at.%. Die Transformationstemperaturen sind gekennzeichnet

Hierzu werden last- und temperaturabhängige Biegeversuche durchgeführt, deren Ergebnisse am Beispiel eines Doppelbiegebalkens mit einer Dicke von 100 µm in Abbildung 4.6 dargestellt sind. Die Transformationstemperaturen werden nach einer

Tangentenmethode aus den Auslenkungskennlinien bestimmt. Aus diesen Versuchen lassen sich ebenfalls die E-Moduln der verschiedenen Gefüge bestimmen.

Das linear elastische Verhalten des austenitischen Gefüges spiegelt sich oberhalb von A_f in der direkt zur anliegenden Last proportionalen Auslenkung wieder. Aus dem Balkenmodell 1.Ordnung ergibt sich der zugehörige E-Modul von Austenit zu 56 GPa. Unterhalb von M_f nimmt die Auslenkung degressiv mit steigender Last zu, was dem komplexeren Spannungs-Dehnungs-Verhalten von martensitischem Gefüge entspricht. Das Biegeverhalten des Balkens konnte im martensitischen Gefüge mit FEM-Berechnungen (Finite Elemente Methode) bestimmt werden. [57] Hieraus bestimmte sich der E-Modul bei Raumtemperatur zu 36 GPa. Er beschreibt das elastische Verhalten bei sehr kleinen Spannungen und Dehnungen des martensitischen Gefüges.

Für jede Last erhält man aus FEM-Berechnungen die zugehörige Spannungsverteilung, die ein Spannungsmaximum an der Einspannstelle aufweist. Die Bereiche der maximalen Spannung sind für einen Großteil der Auslenkung an der Spitze des Balkens verantwortlich, daher ist es möglich, über die Auslenkungskennlinien spannungsinduzierte Veränderungen der Transformations-temperaturen zu ermitteln. In Abbildung 4.7 sind die aus Abbildung 4.6 bestimmten Trans-formationstemperaturen und die zugehörigen Spannungsmaxima dargestellt. Für alle Transformationstemperaturen zeigt sich ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Trans-formationstemperatur, der durch die Gleichung von Clausius-Clapeyron darstellbar ist (s. Kap. 2.1.3). Die Steigung der Geraden wird als Spannungsrate der entsprechenden Transformation bezeichnet. Die bei dem Doppelbiegebalken aus gewalzten Folien ermittelten Spannungsraten entsprechen den Raten, die bei makroskopischen Proben einer entsprechenden FG-Legierung im Zugversuch auftreten. [18] Man kann also die Ergebnisse von makroskopischen Untersuchungen der Spannungsraten ebenfalls für die Auslegung mikrostrukturierter FGL-Bauteile anwenden.

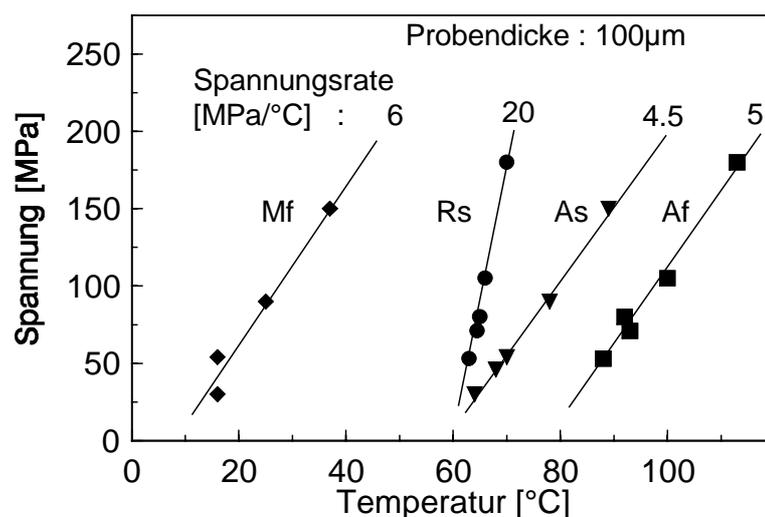


Abbildung 4.7: Spannungsrate der Transformationstemperaturen M_f , R_s , A_s , und A_f , die aus den Auslenkungskennlinien von Abbildung 4.6 bestimmt werden.

Dickenabhängigkeit der Transformationstemperaturen

Für die Mikroaktorik sind insbesondere auch Folien im Dickenbereich zwischen 20-100 μm interessant. Folien werden zwar für diesen Dickenbereich entwickelt, [28] standen allerdings hier noch nicht zur Verfügung. Daher wird hier die gewünschte Foliendicke durch chemisches Dünnen von 157 μm dicken Folien eingestellt. Dabei ist prinzipiell das Skalierungsverhalten der FG-Eigenschaften mit der Foliendicke interessant. So werfen sich die Fragen nach kritischen Dimensionen, dem Einfluß der Korngröße oder die Verschiebung der Transformationstemperaturen auf, die den FG-Effekt der Folien beeinflussen können. Aus diesem Grund soll im folgenden untersucht werden, ob chemisch gedünnte Folien für die Mikroaktorik geeignet sind und wie der FG-Effekt durch das Dünnen beeinflusst wird.

Abbildung 4.8 zeigt die Widerstandskennlinien von lastfreien Doppelbiegebalken im Dickenbereich zwischen 20 μm und 157 μm , die bei allen Dicken ein für die Legierung charakteristisches Verhalten zeigen. Die Folien stammen aus einer identischen Konditionierungs-Charge, um eventuelle Fehler durch Schwankungen der Material und Konditionierungsgüte auszuschließen. Die Dickenabhängigkeit der Transformationstemperaturen ist in Abbildung 4.9 dargestellt. Die Transformationstemperaturen M_s und R_s werden aus Abbildung 4.8 mit einer Genauigkeit von $\pm 2\text{K}$ entnommen, A_s und A_f werden aus lastabhängigen Auslenkungskennlinien bestimmt, wobei die Temperaturen über die Spannungsrate auf den spannungsfreien Fall mit einer Genauigkeit von $\pm 4\text{K}$ extrapoliert werden.

Für eine Dicke zwischen 157 μm und 45 μm nimmt M_s linear von 53°C auf 48°C ab, um dann unterhalb von 45 μm bis auf 45°C bei einer Dicke von 20 μm plötzlich abzusinken. A_s und A_f zeigen eine Abnahme zwischen 157 μm und 100 μm , bleiben dann fast konstant, um schließlich unterhalb von 45 μm wieder anzusteigen. R_s bleibt von der Dicke nahezu unbeeinflusst. Die maximal beobachtete Veränderung der Transformationstemperaturen beträgt im Dickenbereich zwischen 20-157 μm etwa 8 K.

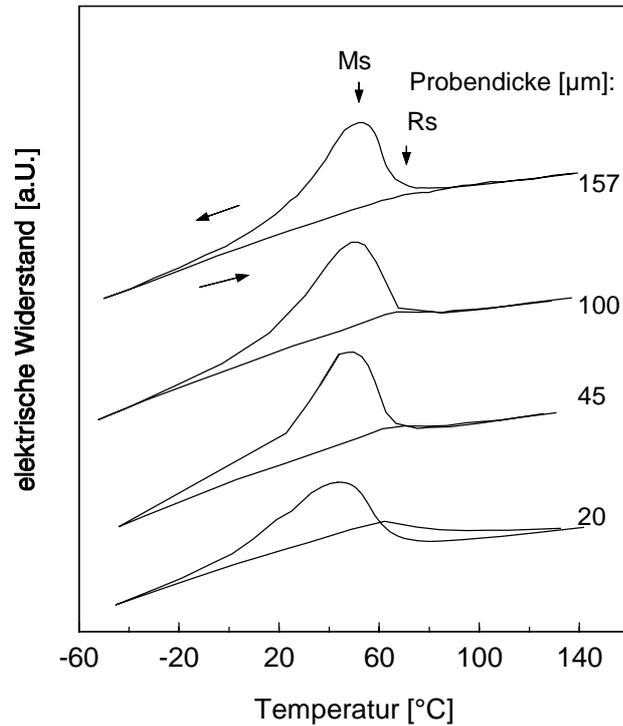


Abbildung 4.8: Widerstandskennlinien in Abhängigkeit der Balkendicke und der Temperatur ohne Einwirkung einer äußeren Last.

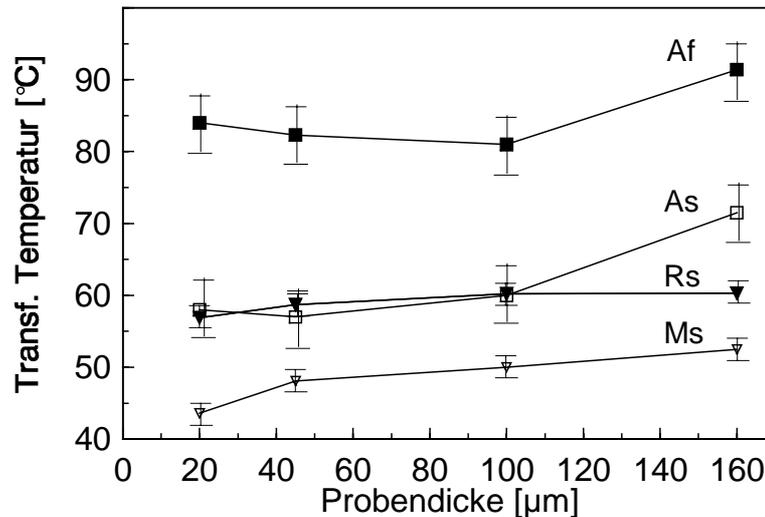


Abbildung 4.9: Abhängigkeit der Transformationstemperaturen von der Foliendicke bei chemisch gedünnten Folien aus NiTi-50,3 at.%.

Für die beobachtete Dickenabhängigkeit wird ein Erklärungsmodell vorgestellt, mit der sich die Ergebnisse begründen lassen. Die Abnahme der Transformationstemperaturen im Bereich zwischen 100 µm und 157 µm kann durch eine Abnahme der durch das Walzen eingebrachten Spannungen erklärt werden. Beim Walzen werden gerade in den oberflächennahen Schichten Spannungen eingebracht, die zur Folienmitte hin abnehmen.

Werden diese Schichten durch Ätzen entfernt, so sinken die Spannungen in der Folie und durch ihre Spannungsabhängigkeiten auch die Transformationstemperaturen. Da die rhomboedrische Transformation eine etwa 4fach größere Spannungsrate aufweist als die

martensitische und austenitische Transformation bleibt sie in diesem Dickenbereich nach Abbildung 4.9 fast konstant.

Die geringe Änderung der Transformationstemperaturen unterhalb einer Foliendicke von 45 μm weist auf einen anderen Effekt hin. Metallographische Schriffe dieser FG-Folie zeigen eine mittlere Korngröße von etwa 20 μm . Daher besteht die dünnste, 20 μm dicke Folie aus einer quasi-zwei-dimensionalen Anordnung von Körnern, deren nächsten Nachbarn sie nur noch in einer Ebene begrenzen. Die Anzahl der Kristallisationskeime, die für die martensitische Transformation erforderlich und vorwiegend auf den Korngrenzen zu finden sind, reduziert sich hierdurch. Als Folge ist eine stärkere Unterkühlung unter die Gleichgewichtstemperatur der Gefügeumwandlung erforderlich, um weniger bevorzugte Kristallisationskeime aktivieren zu können. Dies bedingt das Absinken von M_s . Bei der austenitischen Transformation während des Erwärmens muß das Gefüge aus dem gleichen Grund entsprechend überhitzt werden, was in einem geringen Anstieg der Transformationstemperaturen zu beobachten ist.

Die ermittelte Dickenabhängigkeit der Transformationstemperaturen zeigt, daß der FG-Effekt selbst bei Folien mit einer Dicke im Bereich der Korngröße nahezu unverändert erhalten bleibt und der Einsatz von chemisch gedünnten Folien in der Mikroaktorik möglich ist. Durch die geringe Dickenabhängigkeit können kommerziell erhältliche, relativ dicke Folien auch für Anwendungen eingesetzt werden, die geringere Dicken erfordern.

4.2.2 Kaltgewalzte Folie aus NiTi-50 at.%

DSC-Messung

Abbildung 4.10 zeigt die DSC-Kennlinie einer Folie aus NiTi-50 at.% mit einer Dicke von 100 μm . Die Probeneinwaage betrug dabei 14,1 mg. Die Folie zeigt beim Aufheizen eine einstufige Transformation vom martensitischen zum austenitischen Gefüge, welche bei einer Temperatur $A_s=55^\circ\text{C}$ beginnt und bei $A_f=64^\circ\text{C}$ beendet ist. Beim Abkühlen kommt es zu einer zweistufigen Transformation vom austenitischen ins rhomboedrische Gefüge und danach ins martensitische Gefüge. Im Gegensatz zu dem beobachteten Verhalten in Abbildung 4.3 einer FG-Folie aus NiTi-50,3 at.% sind bei dieser Folie die martensitische und rhomboedrische Transformation voneinander getrennt. Die rhomboedrische Transformation beginnt bei $R_s=42^\circ\text{C}$ und endet bei $R_f=38^\circ\text{C}$. Die martensitische Transformation beginnt bei $M_s=23^\circ\text{C}$ und ist bei $M_f=14^\circ\text{C}$ abgeschlossen.

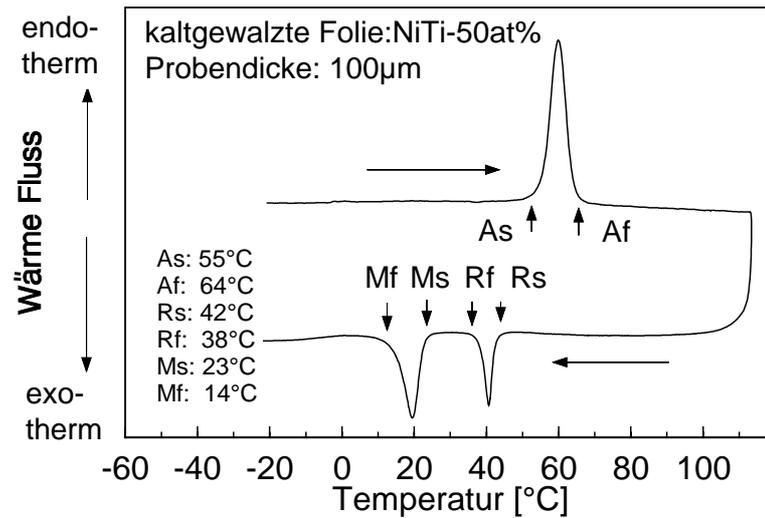


Abbildung 4.10: DSC Kennlinie von kaltgewalztem Blech aus NiTi-50 at.% mit einer Blechdicke von 100 μm .

Thermische Ansteuerung

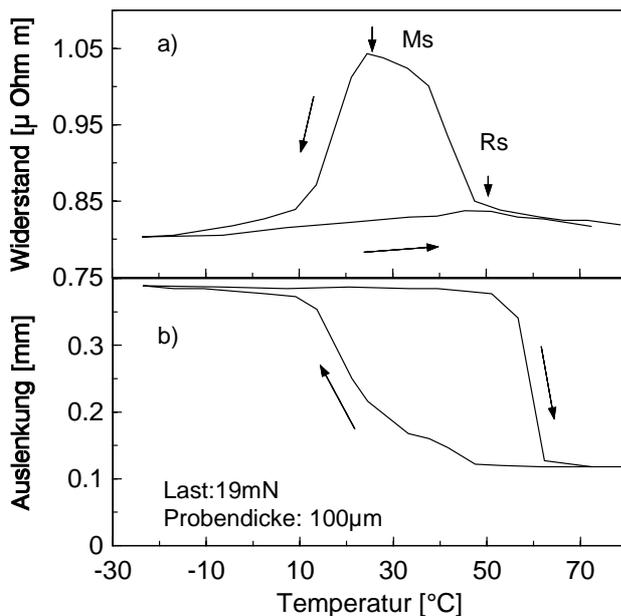


Abbildung 4.11: Spezifischer Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der Temperatur eines Doppelbiegebalkens aus NiTi-50 at.%.

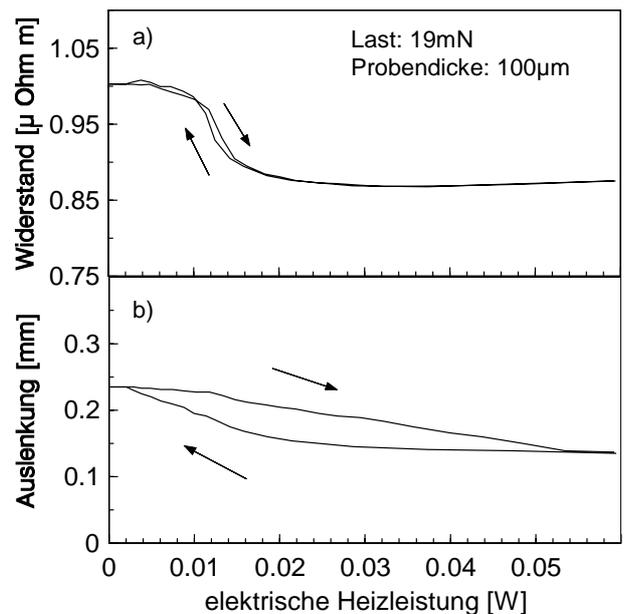


Abbildung 4.12: Spezifischer Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung eines Doppelbiegebalkens aus NiTi-50 at.%.

In Abbildung 4.11 sind der spezifische Widerstand und die Auslenkung des Doppelbiegebalkens mit einer Dicke von 100 μm bei homogener Temperierung dargestellt. Die auf die Spitze des Balkens wirkende Kraft ist 19 mN. In der Widerstandskennlinie (a) und der Auslenkungskennlinie (b) ist beim Abkühlen die zweistufige Transformation erkennbar, wobei der Beginn der rhomboedrigen Transformation durch den Anstieg des Widerstandes und der Auslenkung bei 42°C gekennzeichnet ist. Der Beginn der martensitischen Transformation ist am Widerstandsmaximum bei 23°C erkennbar. Da die martensitische und rhomboedrische Transformation im lastfreien Zustand nicht überlagert sind, ist ebenfalls hier im belasteten

Zustand die martensitische Transformation auch in der Auslenkungskennlinie an der Unstetigkeit bei etwa 35°C erkennbar. Die Transformationstemperaturen M_f , A_s und A_f sind auch bei dieser Legierung, wie bereits bei Abbildung 4.4 beschrieben, in der Auslenkungskennlinie festzustellen. Der E-Modul von Austenit wird zu 53 GPa, der E-Modul bei Raumtemperatur zu 21 GPa aus FEM-Berechnungen bestimmt. Das Spannungsmaximum im austenitischen Gefüge beträgt nach dem Balkenmodell 1.Ordnung 74 MPa. Dieses lokale Spannungsmaximum führt zu einer Verschiebung der Martensitstarttemperatur von 23°C im lastfreien Zustand zu 35°C unter Last. Da diese Verschiebung lokal begrenzt auftritt, ist sie nur in der Auslenkungskennlinie an der teilweise überlagerten rhomboedrigen Transformation zu erkennen. Im Widerstand bleibt die lokale Verschiebung der Transformationstemperatur ohne Wirkung, da die hieraus resultierende lokal begrenzte Widerstandsänderung kaum einen Einfluß auf den Gesamtwiderstand hat.

In Abbildung 4.12 ist der spezifische Widerstand und die Auslenkung des gleichen Doppelbiegebalkens bei direktem Ansteuern mit einem elektrischen Strom in Abhängigkeit der elektrischen Leistung dargestellt. Die Messung kann im Gegensatz zur Teststruktur aus NiTi-50,3 at.% (siehe Abbildung 4.5) an Luft bei einer Raumtemperatur von 22°C durchgeführt werden, da hier der notwendige Heizstrom die technische Grenze von 500 mA nicht übersteigt. Der Widerstand zeigt eine schmale Hysterese, von etwa 1 mW, wie sie für eine reine rhomboedrische Transformation, die beim Abkühlen und Aufheizen auftritt, typisch ist. Die Auslenkung zeigt diese schmale Hysterese nicht und erreicht nur etwa die Hälfte der maximal möglichen Auslenkung der vollständigen zweistufigen Transformation, da bei Raumtemperatur die martensitische Transformation nicht abgeschlossen ist. Wie bereits erörtert, führt das Spannungsmaximum an der Einspannstelle zu spannungsinduziertem Martensit, welcher die große Hysterese in der Auslenkung bewirkt. Beim Erwärmen wird die Auslenkung nicht so weit zurückgestellt wie bei der homogenen Temperierung. Die inhomogene Spannungs- und Temperaturverteilung im Biegebalken ist für dieses Verhalten verantwortlich. Der Gesamtwiderstand wird auf Grund der nur lokal begrenzten Änderung nicht verändert.

Belastet man Aktoren aus dieser FG-Legierung unterhalb einer Maximalspannung, bei der bei Raumtemperatur kein spannungsinduzierter Martensit entsteht, so wäre es möglich, die reine rhomboedrische Transformation mit schmaler Hysterese in Widerstand und Auslenkung zu nutzen. Hieraus ergäben sich zwei grundlegende Vorteile: Zum einen kann durch die schmale Hysterese eine Beziehung zwischen Auslenkung und Widerstand hergestellt werden, die zu Regelungszwecken eingesetzt werden kann. [58,59] Zum anderen zeichnet sich die reine rhomboedrische Transformation durch eine gute Langzeitstabilität aus, die in einer hohen zu erwartenden Anzahl an Lastwechseln resultiert. [60] Diese Eigenschaften der FG-Folie machen sie für Entwicklungen in der Mikroaktuatorik besonders interessant.

Texturabhängigkeit

Bei der Herstellung von gewalzten Blechen kommt es zur Bildung einer sogenannten Walztextur. Sie entsteht durch begünstigte Gleitebenen beim plastischen Umformen der Folien während des Walzens. Erstmals wird in Zusammenarbeit zwischen dem IMT und der University of Tsukuba der Einfluß der Walzstruktur auf die FG-Eigenschaften von kaltgewalzten NiTi-Folien untersucht.

Für diese Untersuchung wurden Zugproben mit senkrecht und parallel zur Walzrichtung liegenden Zugrichtungen aus der FG-Folie hergestellt, und thermisch zwischen -30°C und 100°C zyklert. [61] In Abbildung 4.13 sind die wiederherstellbare Dehnung ϵ_R (Recovery strain) und die plastische Dehnung ϵ_P (Plastic strain) parallel zur Walzrichtung RD (Rolling Direction) und senkrecht zur Walzrichtung TD (Transverse Direction) in Abhängigkeit der Spannung dargestellt.

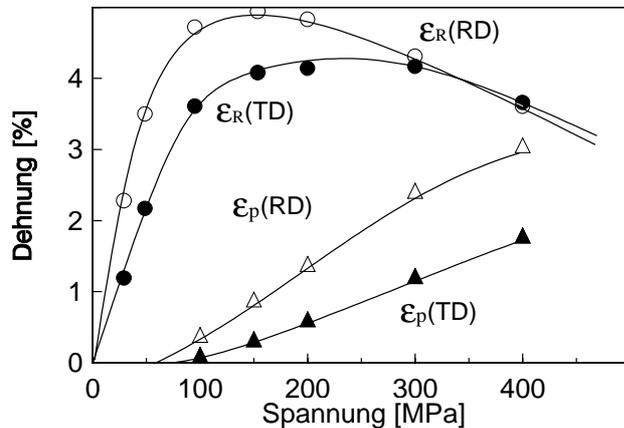


Abbildung 4.13: Plastische und wiederherstellbare Dehnung (ϵ_p , ϵ_R) in Walzrichtung (RD) und senkrecht dazu (TD) in Abhängigkeit der Spannung für eine vollständige Transformation zwischen 95°C und -30°C . [28]

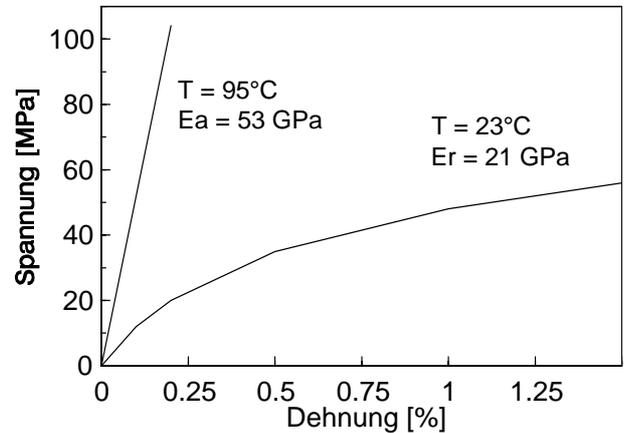


Abbildung 4.14: Spannungs-Dehnungs Kennlinien für NiTi-50 at.% bei einer Temperatur oberhalb von A_f (95°C) und bei einer Raumtemperatur von 23°C . E_a bezeichnet den E-Modul im Austenit und E_r den bei Raumtemperatur.

Die wiederherstellbare Dehnung ist die von der vollständigen zweistufigen Transformation zurückstellbare Dehnung. Die plastische Dehnung ist der Anteil, der nicht wieder zurückgestellt wird und als bleibende Schädigung angesehen werden kann. Oberhalb einer Spannung von etwa 65 MPa kommt es entlang der Walzrichtung (RD) zu einer plastischen Dehnung, senkrecht dazu (TD) erst oberhalb von etwa 90 MPa. Entlang der Walzrichtung (RD) ist die maximale wiederherstellbare Dehnung etwa 5 %, und senkrecht dazu (TD) etwa 4 %.

Sollen Mikroaktoren mit dieser FG-Folie unter Verwendung der reinen rhomboedrischen Transformation realisiert werden, so ergibt sich folgende maximale Spannung und Dehnung: Um plastische Deformation zu vermeiden, darf die Spannung maximal 65 MPa betragen. Die rhomboedrische Transformation soll, auf Grund ihrer geringen Hysterese und den daraus resultierenden Eigenschaften, für die Herstellung von Mikroaktoren im folgenden eingesetzt werden. Ihre maximal rückstellbare Dehnung beträgt etwa 0,5 % und soll daher nicht überschritten werden.

Zur Bestimmung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinien der Legierung wird ein Doppelbiegebalken (Balkenlänge ist parallel zur Walzrichtung) unter elektrischer Ansteuerung bei verschiedenen Lasten zwischen 23°C und 95°C zyklert. Über FEM-Berechnungen wurde hieraus das Spannungs-Dehnungs-Verhalten ermittelt. In Abbildung 4.14 sind die Spannungs-Dehnungs-Kennlinien für das austenitische Gefüge bei 95°C und das Gefüge bei 23°C dargestellt, die später bei der Dimensionierung der Aktoren verwendet werden. Unterhalb einer Spannung von 65 MPa und einer Dehnung von 0,5 % kann beim Zyklieren zwischen 23°C und 95°C , im Gegensatz zur vollständigen martensitischen Transformation, kein Einfluß der Walzrichtung auf die FG-Eigenschaften

festgestellt werden. Die Ursache hierfür liegt vermutlich in der Transformation zwischen R-Phase und Austenit, die unterhalb der Spannungs- und Dehnungsbegrenzung erfolgt.

4.2.3 Gesputterter Film

DSC-Messung

Abbildung 4.15 zeigt die DSC-Kennlinie von gesputtertem NiTi-Film mit einer Dicke von 8 μm .

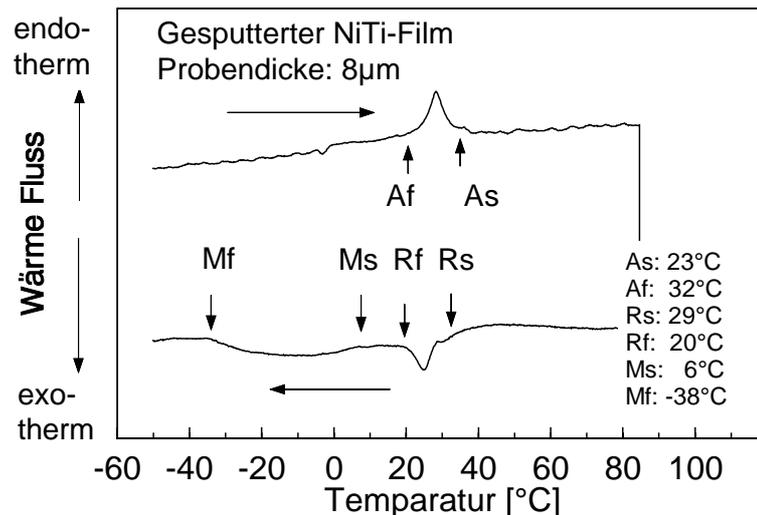


Abbildung 4.15: DSC-Kennlinie von gesputtertem NiTi-Film mit einer Dicke von 8 μm .

Die Probeneinwaage betrug hier 4,2 mg. Der Film zeigt wie die gewalzten Folien, wenn auch wenig ausgeprägt, beim Aufheizen eine einstufige und beim Abkühlen eine zweistufige Gefügetransformation. Die Transformationstemperaturen sind im Einzelnen: $A_s=23^\circ\text{C}$, $A_f=32^\circ\text{C}$, $R_s=29^\circ\text{C}$, $R_f=20^\circ\text{C}$, $M_s=6^\circ\text{C}$ und $M_f=-38^\circ\text{C}$.

Thermische Ansteuerung

In Abbildung 4.16 ist der spezifische Widerstand und die Auslenkung des Doppelbiegebalkens mit einer Dicke von 8 μm bei homogener Temperierung dargestellt. Die auf die Spitze des Balkens wirkende Kraft ist 0,5 mN und bewirkt eine Maximalspannung von 217 MPa an der Einspannstelle. Trotz dieser hohen Spannung wird im Gegensatz zu den Folien aus NiTi-50 at.% kein spannungsinduzierter Martensit festgestellt. Die Widerstandskennlinie (a) und die Auslenkungskennlinie (b) weisen eine schmale Hysterese von etwa 3 K auf. Sie ist charakteristisch für eine reine Transformation zwischen rhomboedrischem und austenitischem Gefüge. Im Gegensatz zur DSC-Messung sind in der Widerstands- und Auslenkungskennlinie im untersuchten Temperaturbereich keine Hinweise für eine martensitische Transformation zu finden, da zum Beispiel ein absolutes Widerstandsmaximum fehlt, das hier für eine martensitische Transformation charakteristisch wäre. Der in der DSC gefundene Anteil an martensitischer Transformation scheint so gering zu sein, daß er keinen Einfluß auf Widerstand und Auslenkung hat. Die Ähnlichkeit von Widerstand und Auslenkung führt zu einer fast hysteresefreien Beziehung zwischen diesen beiden Größen. Sie könnte, genauso wie bei

den gewalzten Folien aus NiTi-50 at.% (siehe Kap. 4.2.2), zum Regeln der Auslenkung durch Messen des Widerstandes genutzt werden, wodurch ein separater Wegsensor entfiel.

In Abbildung 4.17 ist der spezifische Widerstand und die Auslenkung des gleichen Doppelbiegebalkens bei direktem Beheizen mit einem elektrischen Strom dargestellt.

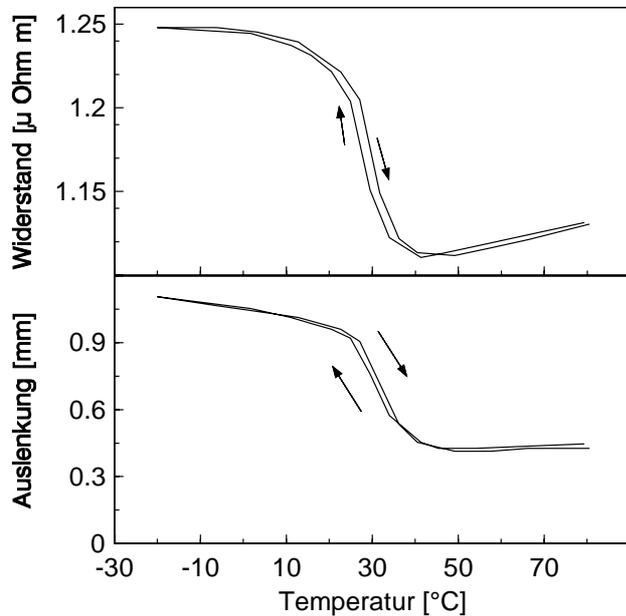


Abbildung 4.16: Spezifischer Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der Temperatur eines Doppelbiegebalkens aus gesputtertem NiTi-Film.

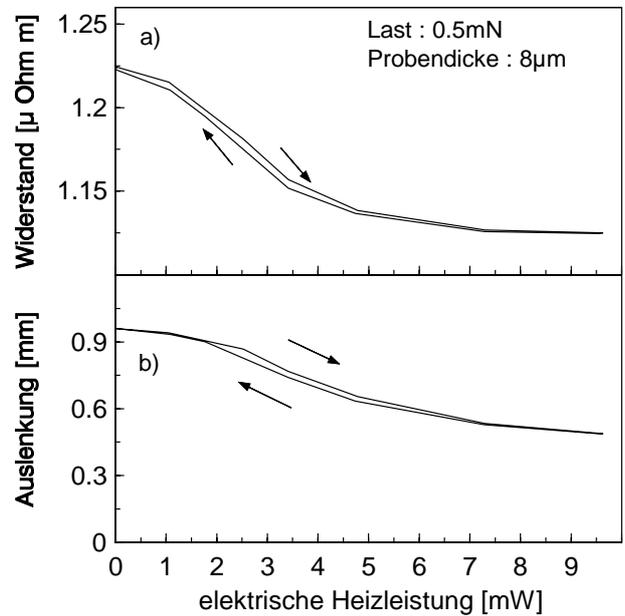


Abbildung 4.17: Spezifischer Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung eines Doppelbiegebalkens aus gesputtertem NiTi-Film.

Die Messung wird an Luft bei einer Raumtemperatur von 22 °C durchgeführt, die Substrattemperatur wird dabei ebenfalls auf dieser Temperatur konstant gehalten. Der Widerstand zeigt die gleiche schmale Hysterese wie sie bei der homogenen Temperierung zu beobachten ist. Durch den geringen Balkenquerschnitt wird die Wärmeabfuhr nicht durch Wärmeleitung in das Substrat bestimmt, wodurch es nur unmittelbar an der Einspannstelle zu einer Wärmesenke kommt. Die hieraus resultierende recht homogene Temperaturverteilung des Balkens führt somit auch zu einer nahezu 90 %igen Nutzung der Hubarbeit, die bei der homogenen Erwärmung zwischen 50°C und -20°C erreicht wird.

Der E-Modul von Austenit wird zu 124 GPa, der E-Modul bei Raumtemperatur zu 109 GPa aus FEM-Berechnungen bestimmt. Diese Werte liegen deutlich über den Werten der gewalzten Folien. Dieser Anstieg wird mit der Bildung von X-Phasen Ausscheidungen und anderen intermetallischen Phasen wie Ti_2Ni , der Bildung von Ti-Oxiden und dem feinkristallinen Gefüge der gesputterten Filme begründet. Sowohl die Ausscheidungen als auch die Oxide, die sich mit dem vorhandenen Sauerstoff bilden, versteifen das Gefüge. Ebenso führt die geringe Korngröße von 20-200 nm [38] zu einem Anstieg des E-Moduls. Der genaue Einfluß der einzelnen Effekte auf die E-Moduln ist bei diesem Material vom Hersteller noch nicht abschließend geklärt worden.

Zwei-Weg-Effekt

Die Filme wurden bei der Konditionierung im zweiten Tempersschritt unter einer anliegenden Spannung ausgelagert, um gerichtete Ausscheidungsphasen zu erzielen und hierdurch den Zwei-Weg-Effekt einzustellen. Daher wird untersucht, ob und wie stark der Zwei-Weg-Effekt einen Einfluß auf das mechanische Verhalten der Filme hat. Abbildung 4.18 zeigt den Vergleich der Auslenkungskennlinie bei homogener Temperierung mit einer Last von 0,5 mN und im lastfreien Zustand. Die negative Auslenkung bedeutet eine Krümmung des Balkens nach oben. Im lastfreien Zustand weist der Balken während des Zyklierens einen Hub von 100 µm auf, der lediglich durch den Zwei-Weg-Effekt TWE (Two-Way-Effect) hervorgerufen wird. Der Hub von 100 µm entspricht einer Dehnung von 0,01 %.

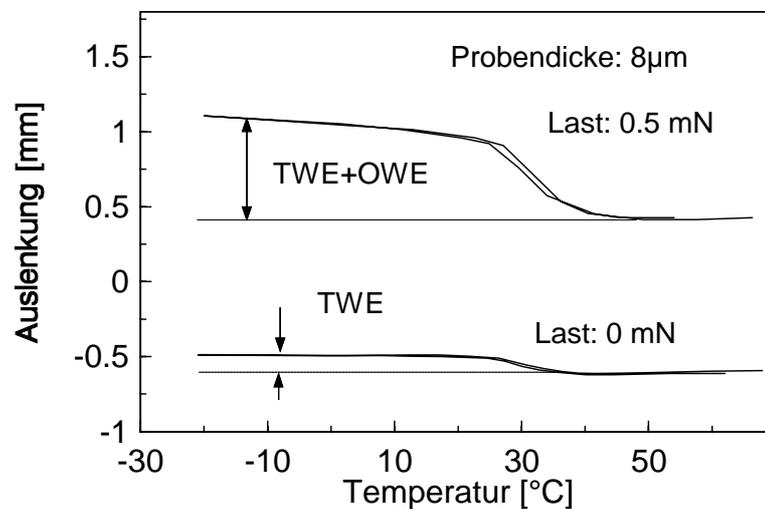


Abbildung 4.18: Zwei-Weg-Effekt (TWE) und Ein-Weg-Effekt (OWE) bei gesputtertem Film

Bei einer Last von 0,5 mN erreicht der Balken einen Hub von 750 µm, der sich aus dem Hubanteil des Zwei-Weg-Effektes und des Ein-Weg-Effektes OWE (One-Way-Effect) zusammensetzt. Der Hub von 750 µm entspricht einer Differenz in der Dehnung von 0,06 %. Geht man davon aus, daß der TWE lastunabhängig ist, so ergibt sich bei 0,5 mN Last ein Verhältnis von 1/5 zwischen TWE und OWE. Der Zwei-Weg-Effekt ist also keineswegs zu vernachlässigen, allerdings im Vergleich zum Ein-Weg-Effekt in diesem Fall von geringerer Bedeutung.

4.3 Zusammenfassende Bewertung

In diesem Kapitel wurden die Verfahren zur Herstellung von Teststrukturen und die unterschiedlichsten Eigenschaften der verschiedenen FG-Materialien dargestellt und erörtert. Hier sollen die für die im nächsten Kapitel dargestellte Entwicklung von FGL-Mikroaktoren wichtigsten Schlußfolgerungen aufgeführt werden. In Tabelle 4.2 sind die Transformationseigenschaften der untersuchten Materialien aufgeführt. In Tabelle 4.3 sind die E-Moduln und die spezifischen elektrischen Widerstände zusammengefaßt.

Strukturierung

Beide Verfahren, das Laserschneiden und das elektrolytische Ätzen, sind für die Herstellung von Mikroaktoren aus FG-Folien und FG-Filmen geeignet. Für die Strukturierung von Folien mit Dicken von 40 -160 μm ist das Laserschneiden ein sehr gutes Verfahren, das gerade im unteren und mittleren Stückzahlbereich (<1000 Stk./a) eine kostengünstige und sehr flexible Produktion von FGL-Mikroaktoren ermöglicht. Bei Dicken unter 40 μm ist das elektrolytische Ätzen vorzuziehen, welches besonders durch paralleles Prozessieren von FGL-Bauteilen für die kostengünstige Produktion mittlerer und hoher Stückzahlen (>1000 Stk./a) geeignet ist.

Tabelle 4.2: Transformationseigenschaften

Material- bezeichnung	Transformationstemperaturen [°C] aus DSC						Phasentransformation beim vollständigen Zyklieren von der Hochtemperaturphase zur Tiefemperaturphase und zurück	FGL-Effekt
	A _f	R _s	A _s	R _f	M _s	M _f		
NiTi-50,3 at.%	93	67	58	-	51	-40	B2->R->B19'->B2	OWE
NiTi-50 at.%	64	42	55	38	23	14	B2->R->B19'->B2	OWE
NiTi gesputtert	32	29	23	20	6	-38	B2->R-> B19'->R->B2	OWE+TWE

Tabelle 4.3: E-Modul und spezifischer Widerstand

Material- bezeichnung	E-Modul [GPa]		Spez. Widerstand [$\mu\Omega\text{m}$]	
	T = 20°C	T > A _f	T = M _s	T = R _s
NiTi-50,3 at.%	36	56	0,91	0,8
NiTi-50 at.%	21	53	1,04	0,82
NiTi gesputtert	109	124	1,25	1,11

Materialien

Die drei vorgestellten Materialien weisen im strukturierten Zustand alle den FG-Effekt auf und sind generell für die Entwicklung von FGL-Mikroaktoren geeignet. Es ist möglich, durch chemisches Ätzen die Dicke der gewalzten Folien bis in den Bereich der Korngröße an die Anforderungen der Mikroaktoren anzupassen, ohne den FG-Effekt zu verlieren. Die verfahrensbedingte Textur der kaltgewalzten Folien hat einen Einfluß auf die FG-Eigenschaften und muß bei der Auslegung von FG-Mikroaktoren berücksichtigt werden. Allerdings kann bei Folien aus NiTi-50 at.% unterhalb einer Spannungs- und Dehnungsgrenze von 65 MPa und 0,5 % die reine Transformation zwischen rhomboedrischem und austenitischem Gefüge genutzt werden, bei der hier kein Textureinfluß festgestellt wurde. Die reine rhomboedrische Transformation, wie sie auch bei dem gesputterten Film auftritt, begünstigt die Langzeitstabilität und ist zum Regeln der Auslenkung geeignet. Die bei den gesputterten Filmen beobachtete wiederherstellbare Dehnung des Zwei-Weg-Effektes, der durch zusätzliche thermomechanische

Konditionierung eingestellt werden mußte, beträgt nur 0,01% und ist daher für die Mikroaktorik zunächst von geringer Bedeutung.

Für die Realisierung von Mikroaktoren mit FGL-Bauteilen, die im folgenden Kapitel vorgestellt wird, werden kaltgewalzte Folien aus NiTi-50 at.% und gesputterte Filme eingesetzt. Bei den gesputterten Filmen wird im folgenden von einer Konditionierung für den Zwei-Weg-Effekt abgesehen, da der geringe Effekt den großen Aufwand nicht rechtfertigt. Die Folie aus NiTi-50,3 at.% wäre zwar auch für die Realisierung von Aktoren geeignet, die Fa. Raychem stellte allerdings im Verlauf der Arbeit die Produktion dieser Folien ein.

5 Aktorik

Die in Kapitel 4 untersuchten Materialeigenschaften der verschiedenen Legierungen stellen wichtige Eingangsgrößen für die Entwicklung von Mikroaktoren mit FGL-Bauteilen dar. In diesem Kapitel soll die Realisierung von Mikroaktoren am Beispiel von Membranaktoren vorgestellt werden. Ein Membranaktor besteht aus einer Druckkammer, über die eine Membran gespannt ist, die durch einen ansteuerbaren Antrieb ausgelenkt werden kann. Mit Membranaktoren lassen sich Pumpen und Ventile realisieren.

In der Mikrosystemtechnik sind verschiedene Antriebskonzepte zur Realisierung von Membranaktoren untersucht und entwickelt worden. [62,63] Die wichtigsten sind piezoelektrische, thermische, elektrostatische und pneumatische Konzepte. Sie sind weit verbreitet und haben zu einer Vielzahl von Produktentwicklungen geführt.

- Der piezoelektrische Effekt, bei dem sich die Piezokeramik durch Anlegen einer elektrischen Spannung dehnt, wurde in Mikropumpen und Dosiersystemen genutzt. Durch eine hohe Taktfrequenz von bis zu 400 Hz wurden trotz der geringen Membranauslenkungen Förderraten von bis zu 3 ml/Minute und Differenzdrücke von bis zu 200 hPa erreicht. [64-67] Die Antriebsleistungen betragen dabei wenige mW mit Antriebsspannungen von 100-200 V.
- Beim elektrostatischen Antriebskonzept werden durch Anlegen einer elektrischen Spannung Membranen durch elektrostatische Anziehungskräfte ausgelenkt. Hiermit wurden Pumpen und Ventile hergestellt, deren Druckbereich bei einigen hundert hPa liegt und die Förderraten im Bereich von einigen hundert $\mu\text{l}/\text{Minute}$ erzielen. [63,68-70]
- Beim pneumatischen Antriebskonzept wird durch einen externen Steuerdruck eine Membran auf einen Ventilsitz gepreßt, wobei ein Lastdruck, welcher größer als der Steuerdruck ist, geschaltet werden kann. [71-73] Das Verhältnis aus Steuer- und Schaltdruck bestimmt sich aus dem Verhältnis der Membranflächen, auf die die Drücke einwirken. Für diese Ventile ist eine Druckquelle für den Steuerdruck sowie ein weiteres Ventil zum Schalten des Steuerdrucks erforderlich.
- Das thermische Antriebskonzept ist in den thermopneumatischen-, Bi-Metall- und FG-Effekt zu untergliedern. Beim thermopneumatischen Effekt wird ein Gasvolumen mit einem Heizmäander erwärmt, wodurch es sich ausdehnt und die Membran des Aktors auslenkt. Mit diesem Funktionsprinzip wurden sowohl Pumpen als auch Ventile realisiert. Ein in Siliziumtechnik aufgebautes Ventil schaltet 5300 hPa bei einer Leistungsaufnahme von etwa 1 W. [74] Mikropumpen zeigen eine maximale Förderrate von etwa 200 $\mu\text{l}/\text{min}$ und einen maximalen Differenzdruck von 200 hPa bei einer Leistungsaufnahme von 100 mW. [75,76] Membranaktoren, die den Bi-Metall-Effekt nutzen sind bisher ausschließlich in Siliziumtechnik aufgebaut worden. Hierbei wurde auf einer Membran aus monokristallinem Silizium ein metallischer Heizmäander aufgebracht. Durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten kommt es zu einer Auslenkung der Membran. Mit dieser Technik wurden Pumpen und Ventile hergestellt. [9,77-79] Die vorgestellten thermischen Konzepte zeichnen sich

durch Aktortemperaturen von bis zu 200 °C und durch eine Leistungsaufnahme von bis zu 3 W aus. Auch der FG-Effekt ist ein weiteres thermisch induziertes Funktionsprinzip. Mit ihm wurde bisher ein Mikroventil in Siliziumtechnik realisiert [80], welches bei einer Leistungsaufnahme von mehreren hundert mW einen Differenzdruck von bis zu 600 hPa schalten kann [81].

Für viele industrielle und medizinische Bereiche werden zur Zeit Mikromembranaktoren gesucht, die den Druck- und Durchflußbereich „klassischer“ Konzepte wie thermopneumatische, elektrostatische und piezokeramische erweitern und ergänzen. Exemplarisch sind hier Ventile für den Einsatz in der Gaschromatographie, Thermostate für die Automobilindustrie und Medikamentendosiersysteme für die Medizintechnik zu nennen.

Alle genannten Anwendungsbereiche haben zwei grundlegende Gemeinsamkeiten: Möglichst hohe zu schaltende Differenzdrücke, bei gleichzeitig hohen Durchflüssen, und möglichst kleine Bauform. Zunächst wird ein Differenzdruck von 1000 hPa angestrebt. Langfristig sollen Differenzdrücke bis 5000 hPa realisierbar werden. Das Verwenden von FGL-Bauteilen als Antriebe in solchen Ventilen ist besonders interessant, weil der FG-Effekt im Vergleich zu anderen Aktorprinzipien bezogen auf das Bauvolumen die größte mechanische Arbeit verrichten kann. Daher sollten sich hohe Differenzdrücke bei kleiner Bauform mit FGL-Mikroventilen realisieren lassen. Ein weiterer Vorteil von FGL-Mikroaktoren sind die zum Ansteuern notwendigen elektrischen Spannungen, die im Vergleich zu Piezoantrieben und elektrostatischen Antrieben wesentlich geringer sind und unterhalb von 2 Volt liegen. Dadurch ist der FGL-Mikroaktor mit einfachen elektronischen Bauteilen anzusteuern und kann ohne aufwendige Elektronik in autarken Systemen eingesetzt werden.

Im folgenden werden zwei Gruppen von Mikromembranaktoren vorgestellt. Sie arbeiten mit strukturierten FGL-Bauteilen, die entweder aus gewalzter Folie oder aus gesputtertem Film hergestellt werden. Zunächst wird das Konzept für die Mikroventile und deren Dimensionierung erörtert. Zur Dimensionierung der Ventile wird ein analytischer Ansatz verwendet, um die Form der FGL-Bauteile für eine möglichst homogene Spannungsverteilung zu optimieren. Er wird experimentell überprüft, um damit die Vorteile der Spannungsoptimierung zu verdeutlichen. Das Verhalten von Ventilen mit FGL-Bauteilen aus gewalzter Folie wird im thermisch stationären Zustand und bei dynamischer Ansteuerung untersucht. Schließlich wird ein neues Verfahren vorgestellt, um strukturierte FGL-Filme mit Kunststoffkomponenten zu kombinieren. Dabei wird auf die Serientauglichkeit des Verfahrens geachtet.

5.1 Ventilkonzept und Spannungsoptimierung

5.1.1 Konzept

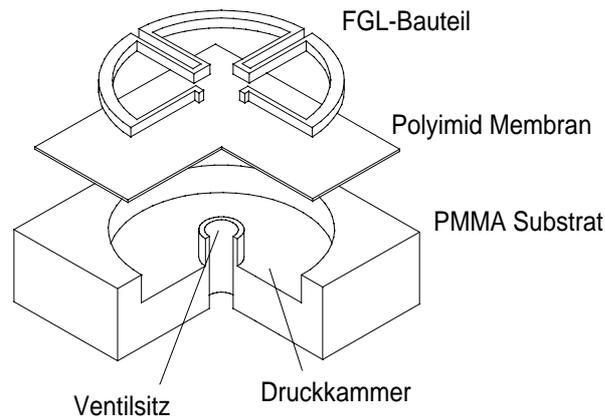


Abbildung 5.1: Aktorkonzept des Ventils. Bestehend aus Grundplatte mit Druckkammer und Ventilsitz, Membran und FGL-Bauteil.

Aus den Untersuchungen der Teststrukturen in Kapitel 4 zeigt sich, daß der Biegebalken ein geeignetes Maschinenelement ist, mit dem sich günstige Kombinationen hoher Stellwege und Stellkräfte realisieren lassen. Deswegen wird das Funktionsprinzip der Biegebalken auch für die Entwicklung der Mikroventile angewendet.

Ihr Konzept ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Der Aktor besteht aus einem Substrat, in welchem eine kreisrunde Druckkammer und ein Ventilsitz eingearbeitet sind. Über die Druckkammer wird eine dünne Membran gespannt, auf der dann das FGL-Bauteil befestigt wird. Das FGL-Bauteil besteht aus mehreren radial angeordneten Doppelbiegebalken, die so miteinander verbunden sind, daß das Bauteil direkt durch einen elektrischen Strom beheizt werden kann.

Legt man in der Druckkammer einen Druck an, so lenkt die Druckdifferenz die Membran und das FGL-Bauteil nach oben aus. Das FGL-Bauteil ist hierbei nicht beheizt und befindet sich im duktilen, leicht verformbaren Zustand des martensitischen oder rhomboedrigen Gefüges. Erwärmt man jetzt das FGL-Bauteil über die Transformationstemperatur des austenitischen Gefüges, wird durch den FG-Effekt die Membran gegen den anliegenden Druck nach unten auf den Ventilsitz zurückgestellt. Wird die elektrische Heizleistung abgeschaltet, kühlt das FGL-Bauteil ab und kommt durch die Rücktransformation wieder in den leicht deformierbaren Zustand des martensitischen oder rhomboedrigen Gefüges. Die Druckdifferenz lenkt dann Membran und FGL-Bauteil nach oben aus und gibt den Ventilsitz wieder frei. Da die Druckdifferenz als auslenkende Kraft genutzt werden kann, ist ein zusätzliches Bauteil als Rückstellglied nicht erforderlich.

5.1.2 Spannungsoptimierung

Wie in Kapitel 4 dargestellt, tritt bei Doppelbiegebalken mit paralleler Balkengeometrie, unter Punktbelastung an der Balkenspitze, ein Spannungsmaximum an der Einspannstelle auf. Es kann sich ungünstig auf das gesamte Verhalten des Aktors auswirken. Dabei besteht die Gefahr der lokalen Spannungsüberhöhung, wodurch es zu plastischer Deformation und zu Ermüdungseffekten

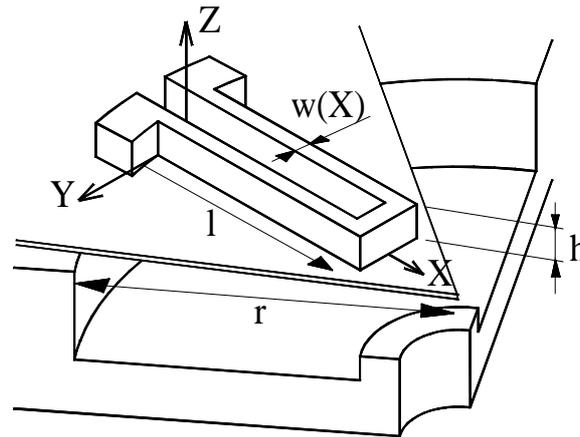


Abbildung 5.2: Dimensionierungsparameter des Aktors.
 r Membranradius, l Länge, h Höhe und $w(x)$ Breite des Balkens.

kommen kann. Die inhomogene Spannungsverteilung führt zusätzlich zu einer lokal begrenzten Ausnutzung des FG-Effektes. Große Bereiche der Biegebalken werden nur gering belastet und gedehnt, so daß nur ein Bruchteil des möglichen FG-Effektes genutzt werden kann. Durch Anpassen der Balkengeometrie an den Belastungsfall des Balkens kann eine homogene Spannungsverteilung und somit auch eine homogene und effektive Nutzung des FG-Effektes erreicht werden. Hierzu kann entweder die Breite oder die Dicke des Balkens optimiert werden.

Bei der Verwendung von Folien und Filmen mit konstanter Dicke bietet sich natürlich die Balkenbreite an, da sie durch die hier eingesetzten Strukturierungsverfahren in beliebiger Form herstellbar ist.

In Abbildung 5.2 ist ein Biegebalken dargestellt, der sich auf einer Druckkammer mit dem Radius r befindet. Die Biegebalken der Aktoren werden durch Variation der Balkenbreite $w(x)$ bei konstanter Balkendicke $h(x)$ an den Lastfall der Membranaktoren so angeglichen, daß eine möglichst homogene Spannungsverteilung erzielt wird. Für die Spannungsoptimierung der Balken wird das analytische Modell 1. Ordnung (Euler-Bernoulli-Balken) eines Kragträgers verwendet. [82] Das Modell ist für Balken gültig, deren Längen mindestens 10mal größer als ihre Höhe ist.

Wird ein Balken mit dem Flächenträgheitsmoment $I_y(x)$ durch das Biegemoment $Mb(x)$ belastet, so ergibt sich der Betrag der maximal auftretenden Normalspannung $\sigma_R(x)$ an der Ober- und Unterseite des Balkens, also $h/2$ von der neutralen Faser entfernt, aus

$$\sigma_R(x) = \frac{Mb(x)}{I_y(x)} \cdot \frac{h}{2}. \quad (5.1)$$

Das Flächenträgheitsmoment $I_y(x)$ für rechteckige Balken ist

$$I_y(x) = \frac{w(x) \cdot h(x)^3}{12}. \quad (5.2)$$

Die Optimierungsvorgabe ist eine konstante Spannung an Ober- und Unterseite entlang des Biegebalkens, die kleiner als die maximal zulässige Spannung σ_{\max} sein soll.

$$\sigma_R(x) = \text{konst.} < \sigma_{\max} \quad (5.3)$$

Die maximal zulässige Spannung ist für die verschiedenen FG-Materialien individuell festzulegen und kann nach verschiedenen Kriterien, wie Vermeidung plastischer Deformation, spannungsinduzierte Verschiebung der Transformationstemperaturen oder Langzeitstabilität des Aktors bestimmt werden. Aus den Gleichungen (5.1-5.3) ergibt sich mit der konstanten Dicke $h(x)=\text{konst.}$ die variable Balkenbreite aus

$$w(x) = \frac{Mb(x) \cdot 6}{\sigma_R \cdot h^2}. \quad (5.4)$$

Eine vollständige Nutzung des FG-Effektes, bei der jedes Volumenelement mit der gleichen Spannung belastet würde, findet allerdings nicht statt. Dies liegt an der Spannungsabnahme hin zur neutralen Faser, die durch die Biegebeanspruchung bedingt ist.

5.1.3 Biegelinie der spannungsoptimierten Balken

Es ist von Interesse, wie sich der spannungsoptimierte Balken unter dem anliegenden Biegemoment verformt. Die Krümmung ρ des Balkens ergibt sich mit der Bernoulli-Hypothese vom Ebenbleiben der Querschnitte aus der Differentialgleichung [82]

$$\frac{1}{\rho(x)} = \frac{s''(x)}{(1 + s'^2(x))^{3/2}} = \frac{-Mb(x)}{E \cdot I_y(x)}. \quad (5.5)$$

s bezeichnet die Auslenkung des Balkens in z-Richtung und E den E-Modul des Balkens. Setzt man $I_y(x)$ aus Gleichung (5.2) und $w(x)$ aus Gleichung (5.4) des spannungsoptimierten Balkens ein, so ergibt sich die Krümmung zu

$$\frac{1}{\rho(x)} = -\frac{2 \cdot \sigma_R}{E \cdot h}. \quad (5.6)$$

Diese Gleichung belegt nochmals, daß spannungsoptimierte Balken eine konstante Krümmung, also eine konstante Dehnung und somit auch eine konstante Spannung an der Oberfläche aufweisen, die von der Ortskoordinate x unabhängig ist. Aus Gleichung (5.5) folgt für sehr kleine Neigungen $|s'(x)| \ll 1$, daß die Biegelinie eines Elementes mit der variablen Balkenbreite $w(x)$ aus der folgenden Differentialgleichung bestimmt werden kann.

$$s''(x) = \frac{-Mb(x)}{E \cdot I_y(x)} \quad (5.7)$$

Löst man Gleichung (5.7) durch bestimmte Integration mit den Randbedingungen des Kragträgers, so ergibt sich die Gleichung für die Biegelinie von spannungsoptimierten Balken bei der maximal zulässigen Randspannung, für den der Balken optimiert wurde, zu

$$s(x) = -\frac{\sigma_R}{E \cdot h} \cdot x^2 \quad x \in \{0 \leq x \leq l\}. \quad (5.8)$$

Innerhalb des Gültigkeitsbereiches beschreibt die Gleichung in 1. Näherung eine Kreisbahn mit konstantem Radius. Die vollständige Herleitung ist im Anhang (Kap.7.1.2) aufgeführt.

5.1.4 Belastungsfall der Membranaktoren

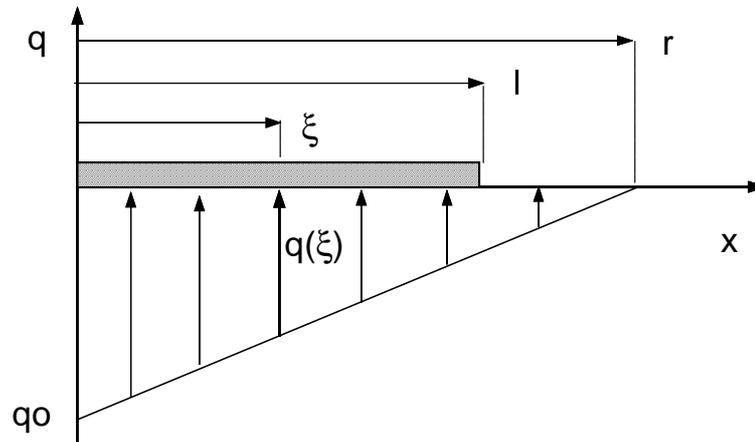


Abbildung 5.3: Belastungsfall eines Balkens im Membranaktor entlang der Koordinate x . r Membranradius, l Balkenlänge, ξ Integrationsvariable und q Streckenlast.

Die Balkenbreite des Aktors kann wie bereits erörtert an den Belastungsfall des Biegemomentes $Mb(x)$ angepaßt werden. Auf die gesamte Membran wirkt eine Druckdifferenz, welche direkt und verlustfrei an die Balken übertragen wird und dort ein Biegemoment bewirkt. Sie wird im folgenden stets mit p bezeichnet. Es wird zunächst davon ausgegangen, daß die Membran keinen Einfluß auf das von ihr auf die Balken übertragene Biegemoment hat. Für kleine Durchbiegungen des Balkens und der Membran ist dies auch uneingeschränkt richtig, da die Membran hier keine Kräfte und Momente aufnehmen kann. Das auf die Balken wirkende Gesamtmoment $Mb(x)$ setzt sich aus zwei Biegemomenten zusammen, die separat voneinander berechnet werden können.

$$Mb(x) = Mb_s(x) + Mb_e(x) \quad (5.9)$$

$Mb_s(x)$ beschreibt das Moment der Streckenlast, die im Bereich $0 < x < l$ direkt auf die Balken wirkt. Das Moment $Mb_e(x)$ beschreibt das Moment der Einzellast, die auf die Spitze des Balkens wirkt. Sie ergibt sich aus dem Differenzdruck im Bereich $l < x < r$. Die beiden Momente werden getrennt behandelt. In Abbildung 5.3 ist der Belastungsfall eines Balkens im Membranaktor dargestellt.

Moment der Streckenlast

Die Streckenlast $q(\xi)$, die auf ein Kreissegment wirkt, wird durch die Druckdifferenz hervorgerufen. An der Einspannstelle beträgt ihr Maximalwert q_0 und fällt linear bis auf Null, in der Mitte der Membran, ab.

$$q(\xi) = q_0 \cdot \left(1 - \frac{\xi}{r}\right). \quad (5.10)$$

ξ ist die Integrationsvariable und hat den gleichen Ursprung wie die Koordinate x . r ist der Membranradius. Die maximale Streckenlast q_0 berechnet sich aus der Länge des Bogens an der Einspannstelle des Balkens und p .

Die Bogenlänge ergibt sich aus dem Umfang $2\pi r$ der kreisrunden Druckkammer dividiert durch die Anzahl der FGL-Biegebalken n .

$$q_0 = p \cdot \frac{2\pi r}{n} \quad (5.11)$$

Das aus der Streckenlast resultierende Biegemoment $Mb_s(x)$ wird durch Integration des Produktes aus Streckenlast und Hebelarm bestimmt.

$$Mb_s(x) = \int_x^l q(\xi) \cdot (\xi - x) d\xi \quad (5.12)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (5.10) und (5.11) in (5.12) und Lösen des bestimmten Integrales berechnet sich das Biegemoment zu

$$Mb_s(x) = \frac{p \cdot \pi \cdot r^3}{n} \cdot \frac{1}{3} \cdot \left[\left(3 - 2 \frac{l}{r} \right) \cdot \left(\frac{l}{r} \right)^2 - \left(6 \frac{l}{r} - 3 \left(\frac{l}{r} \right)^2 \right) \frac{x}{r} + 3 \cdot \left(\frac{x}{r} \right)^2 - 1 \cdot \left(\frac{x}{r} \right)^3 \right]. \quad (5.13)$$

Dabei wird der Einfluß von p , πr^3 und n als ein Normierungsmoment Mb_o definiert.

$$Mb_o = \frac{p \cdot \pi \cdot r^3}{n} \quad (5.14)$$

Es kann als ein maximales Moment verstanden werden, welches durch die Druckkraft $p\pi r^2/n$ verursacht wird, die auf die Spitze eines Balkens mit der Länge $l=r$ wirkt.

Die vollständige Herleitung der Gleichung ist im Anhang (Kap. 7.1.1) dargestellt.

Moment der Einzellast

Das eben beschriebene Biegemoment berücksichtigt nur den Anteil des Druckes der zwischen $x=0$ und $x=l$ direkt auf den Balken wirkt. Der Balken ist generell kürzer als der Membranradius, wodurch der gesamte Druck der zwischen $x=l$ und $x=r$ auf die Membran wirkt von der Spitze des Balkens aufgenommen wird. Das hieraus resultierende Moment $Mb_e(x)$ wird durch die Druckkraft F und die Länge des Balkens bestimmt.

$$Mb_e(x) = F \cdot (l - x) \quad (5.15)$$

Die auf einen Balken wirkende Druckkraft berechnet sich aus der restlichen Fläche der Membran zwischen $x=l$ und $x=r$ und dem wirkenden Differenzdruck.

$$F = \frac{(r-l)^2 \cdot \pi}{n} \cdot p \quad (5.16)$$

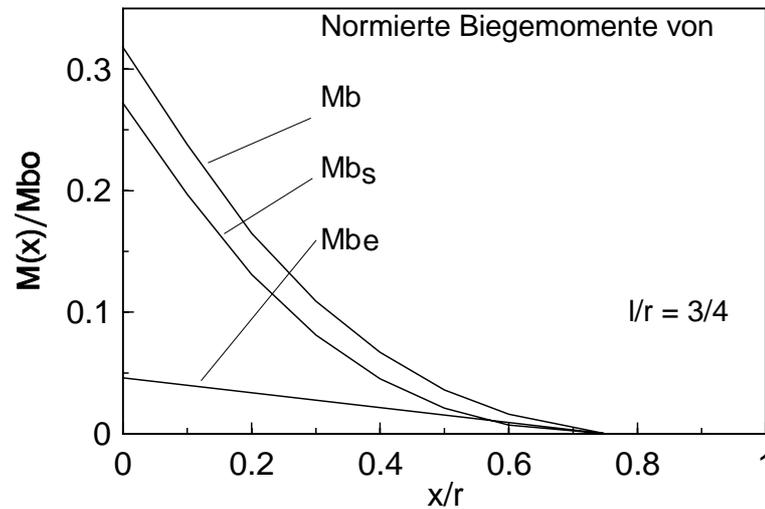


Abbildung 5.4: Auf Mb_o normierte Biegemomente von Mb , Mb_s und Mb_e der Gesamtlast, der Streckenlast und der Einzellast für $l/r=3/4$.

Durch Einsetzen von (5.16) in (5.15) und Ausklammern von Mb_o ergibt sich $Mb_e(x)$ aus

$$Mb_e(x) = Mb_o \cdot \left[\frac{l}{r} - 2 \cdot \left(\frac{l}{r} \right)^2 + \left(\frac{l}{r} \right)^3 - \left(1 - 2 \cdot \frac{l}{r} + \left(\frac{l}{r} \right)^2 \right) \frac{x}{r} \right]. \quad (5.17)$$

Faßt man (5.13) und (5.17) zusammen, so ergibt sich das Gesamtbiegemoment $Mb(x)$ aus

$$Mb(x) = Mb_o \cdot \left[\tilde{l} \left(1 - \tilde{l} + \frac{1}{3} \tilde{l}^2 \right) - \tilde{x} \cdot \left(1 - \tilde{x} + \frac{1}{3} \tilde{x}^2 \right) \right] \quad \text{mit} \quad \tilde{x} = \frac{x}{r} \quad \tilde{l} = \frac{l}{r}. \quad (5.18)$$

Abbildung 5.4 zeigt die auf Mb_o normierten Biegemomente der Streckenlast Mb_s und der Einzellast Mb_e sowie des Gesamtmomentes Mb in Abhängigkeit der normierten Koordinate x/r für $l/r=3/4$.

Mit den Gleichungen (5.4), (5.14) und (5.18) kann die Balkenbreite vereinfacht dargestellt werden.

$$w(x) = \frac{p \cdot \pi \cdot r^3}{n} \cdot f(\tilde{x}, \tilde{l}) \cdot \frac{6}{\sigma_R \cdot h^2} \quad (5.19)$$

Da die Balkenbreite $w(x)$ direkt zum Biegemoment $Mb(x)$ proportional ist, müßte sie an der Spitze des Balkens ($x=l$) Null betragen. Technisch ist dies jedoch nicht möglich, da die Balken zur Stromführung miteinander verbunden sein müssen. Aus diesem Grund muß eine minimale Balkenbreite eingehalten werden, die dazu führt, daß der Balken an der Spitze mit einer geringeren Spannung als σR belastet wird.

Skalierungsverhalten

Mit Gleichung (5.19) kann das Skalierungsverhalten des spannungsoptimierten Membranaktors untersucht werden. Skaliert man nur die laterale Bauteilgeometrie, hält also $\tilde{x}, \tilde{l}, w(x)/r, h$ und n konstant, so ist bei konstanter maximal zulässiger Randspannung der maximal zulässige Differenzdruck umgekehrt proportional zum Quadrat des Membranradius ($p \sim 1/r^2$). Bei konstanter lateraler Bauteilgeometrie und konstanter maximal zulässiger Randspannung verhält sich der maximal zulässige Differenzdruck proportional zum Quadrat der Foliendicke ($p \sim h^2$). Skaliert man die gesamte Bauteilgeometrie, die Dicke und die laterale Geometrie, läßt somit auch r^2/h^2 konstant, so ist der maximal zulässige Differenzdruck p bei konstanter maximal zulässiger Randspannung ebenfalls konstant ($p = \text{konst.}$). Bei konstanter Bauteilgeometrie ist der maximal zulässige Differenzdruck direkt proportional zur maximal zulässigen Randspannung ($p \sim \sigma R$).

Das hier vorgestellte Modell wird einer FEM-Berechnung vorgezogen, da die Transparenz der Analytik ein entscheidender Vorteil gegenüber einer komplexeren FEM-Berechnung ist. Beim analytischen Modell sind die Abhängigkeiten der einzelnen Parameter klar erkennbar und die mechanischen Zusammenhänge nachvollziehbar, wodurch der Entwickler ein besseres Verständnis für die Mechanik des Aktors bekommt, und so schnell und effektiv durch Parametervariation den Aktor auf bestimmte Anforderungen abstimmen kann. Diese Transparenz geht oft bei einer zu schnellen Anwendung der FEM verloren. Allerdings muß man den Gültigkeitsbereich, der im analytischen Modell genannten Näherung im Auge behalten. Die Ergebnisse des analytischen Modells sollten daher vor der Übergabe des Prototyps in die Serie mit detaillierten FEM-Berechnungen überprüft werden..

5.2 Ventile mit FGL-Bauteilen aus gewalzter Folie

5.2.1 Herstellung und Betriebsarten

In diesem Abschnitt werden die Herstellung, der genaue Aufbau, die Montage und die unterschiedlichen Betriebsarten der Ventile vorgestellt.

Abbildung 5.5 zeigt den schematischen Aufbau eines Ventils. Eine Platte aus PMMA (PolyMethylMethAcrylat, Handelsnamen Plexiglas) mit den Abmessungen 20 x 11 x 4 mm³ bildet die Basis des Ventils. Dieses Material wird verwendet, da es das Basismaterial der LIGA-Technik ist. [2] Bei einer Serienfertigung von FGL-Ventilen soll die LIGA-Technik für die Herstellung der Ventilbasis Anwendung finden, daher wird PMMA schon bei der Herstellung der Prototypen eingesetzt, um die Kompatibilität zu FGL-Bauteilen zu demonstrieren. In die Basisplatte der Prototypen wird mit mechanischer Mikrofertigung eine kreisrunde Druckkammer mit einem Radius von 2 mm, der Ventilsitz mit einem Innen- und Außendurchmesser von je 500 µm und 1000 µm, die Ventilzuführungen und die Bohrungen für die Kontaktstifte eingebracht. Der Ventilsitz schließt dabei mit der Substratoberfläche ab. Die Fertigungszeichnung eines 5er Nutzens der Basisplatte ist im Anhang (Kap. 7.2.2) dargestellt.

Die Basisplatte wird nun mit einem 2-Komponenten Epoxidharz auf eine 3 µm dicke Polyimidmembran geklebt. Sie wird durch Aufschleudern von flüssigem Polyimidlack auf einen Siliziumwafer mit anschließendem Aushärten hergestellt.

Zwischen der Membran und dem Silizium befindet sich dabei eine wenige nm dicke Trennschicht aus Gold, die zum Ablösen der Membran vom Silizium dient. Ist der Klebstoff ausgehärtet, wird die Basisplatte zusammen mit der Membran vom Silizium abgehoben. Die Membran ist danach straff über die Druckkammer gespannt. Das auf ihr verbleibende Gold wird mit einer wäßrigen Lösung aus Kaliumjodid und Jod abgeätzt. Die Kontaktstifte aus Messing werden jetzt in die Bohrungen eingesetzt und verklebt. Die Abstände der Kontaktstifte sind so gewählt, daß das Ventil später in einen Standard-IC-Sockel eingesetzt werden kann.

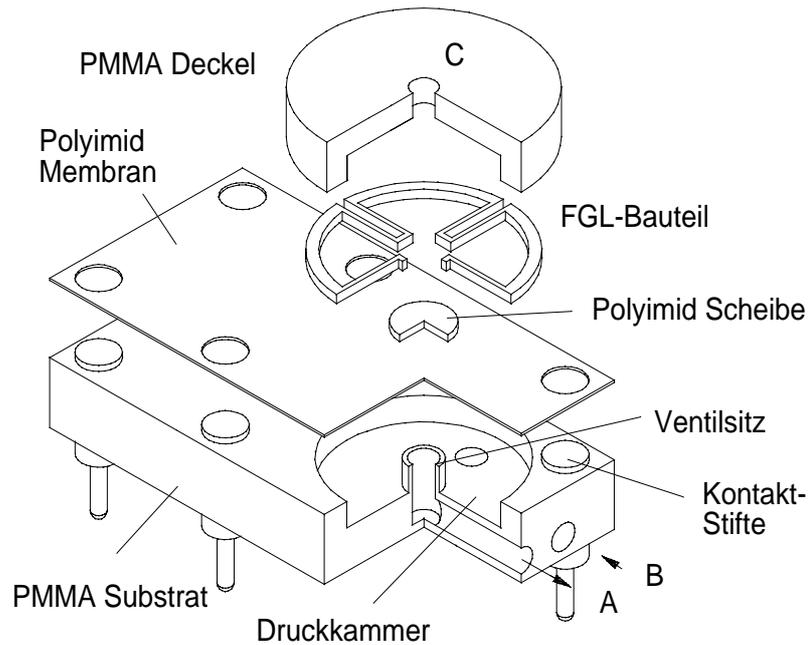


Abbildung 5.5: Schematische Darstellung eines Ventils mit integrierten fluidischen Komponenten und elektrischen Kontakten.

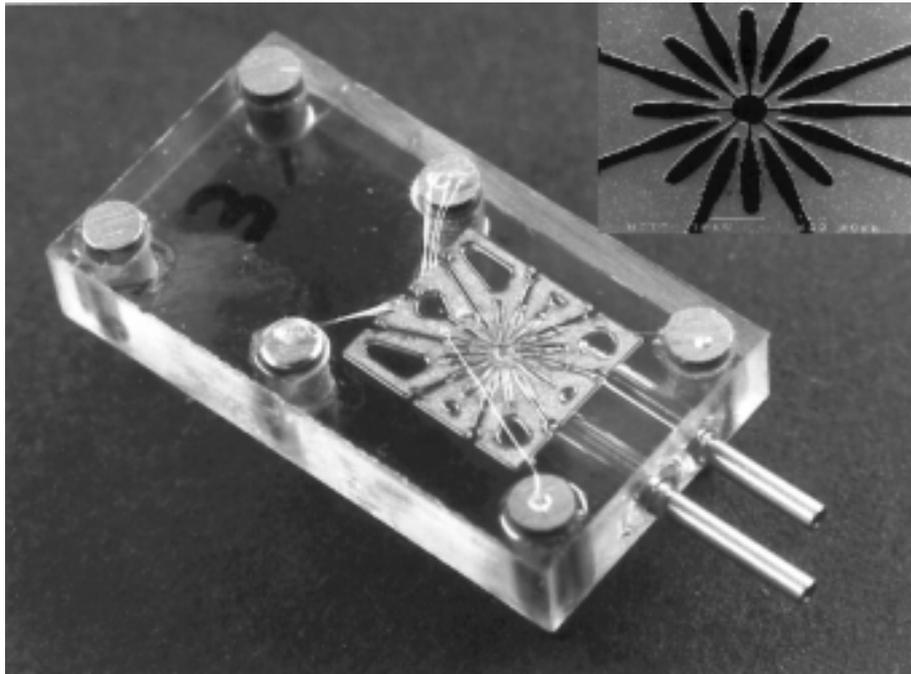


Abbildung 5.6: Montiertes Ventil ohne Deckelplatte. Das Detailbild zeigt einen Ausschnitt des spannungsoptimierten FGL-Bauteiles.

Eine Distanzscheibe aus Polyimid mit $60\ \mu\text{m}$ Dicke und einem Durchmesser von $1,6\ \text{mm}$ wird zentrisch auf die Membran geklebt, um später das FGL-Bauteil vorzuspannen. Nachdem das FGL-Bauteil auf die Membran geklebt ist, werden die elektrischen Kontakte zwischen FGL-Bauteil und Kontaktstiften, wie bei den Teststrukturen (siehe Kap. 3.3.2), mit dem Wedge-Wedge-Bondverfahren hergestellt. Eine Deckelplatte wird auf das FGL-Bauteil geklebt, in die eine zweite Druckkammer gleichen Durchmessers eingebracht ist. Die Deckelplatte ist so ausgelegt, daß die Bondverbindungen nicht verklebt werden.

Abschließend werden Röhrcen aus Edelstahl mit einem Außendurchmesser von 1000 μm und einem Innendurchmesser von 800 μm in die Ventilzuführungen eingeklebt. In Abbildung 5.6 ist ein montiertes Ventil ohne Deckelplatte und das spannungsoptimierte FGL-Bauteil dargestellt.

Die FGL-Bauteile bestehen aus 100 μm dicker, kaltgewalzter Folie aus NiTi-50at.% (siehe Kap. 4.3) und sind für eine Maximalspannung von 65 MPa mit dem in Kapitel 5.1 dargestellten Modell spannungsoptimiert. Die Maximalspannung entspricht der Spannung, oberhalb der es beim verwendeten Material zu einer plastischen Deformation kommen kann (siehe Kap. 4.3 „Texturabhängigkeit“). Die maximale Balkenbreite von 500 μm , bei der noch eine hinreichend homogene Erwärmung zu erwarten ist, und eine minimale Balkenbreite von 100 μm resultieren in einem spannungsoptimierten Bauteil, das aus 16 radial angeordneten Biegebalken besteht. Die technische Zeichnung des Bauteiles ist im Anhang (Kap. 7.2.1) dargestellt.

In Abbildung 5.7 sind die drei verschiedenen Betriebsarten dargestellt, in denen die Ventile betrieben werden sollen. In der Betriebsart (a), wird das Ventil ohne Distanzscheibe betrieben, und der Eingangsdruck p_i an die beiden Ventilanschlüsse A und B angelegt. Auf der Oberseite der Membran liegt der Umgebungsdruck p_e an. In diesem Modus wird die Grundcharakterisierung des mechanischen und thermischen Verhaltens der Ventile durchgeführt. In der Betriebsart (b) wird der Eingangsdruck p_i an B angelegt und A direkt mit der Umgebung p_e verbunden.

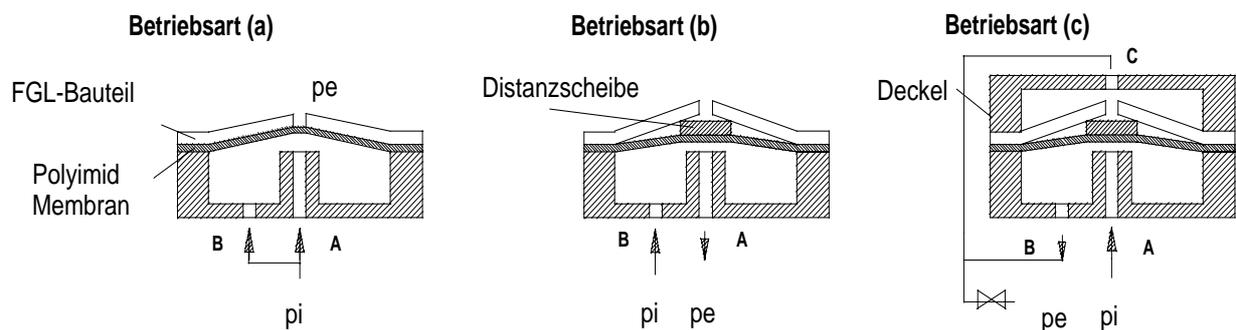


Abbildung 5.7: Aktortypen und Betriebsmodi

In der Betriebsart (c) liegt p_i an A, die Anschlüsse B und C sind kurzgeschlossen und über einen fluidischen Widerstand mit der Umgebung verbunden. In diesem Modus wird der auf die Membran wirkende Druck teilweise über diesen fluidischen Kurzschluß kompensiert. Der Differenzdruck, der auf die Aktoren wirkt, ergibt sich aus der Differenz zwischen Eingangsdruck und Umgebungsdruck.

5.2.2 Membranaktor

An Aktoren der Betriebsart (a) wird das mechanische und thermische Verhalten des FGL-Bauteiles untersucht. Ein Vergleich von spannungsoptimierten Biegebalken mit nicht optimierten Strukturen erlaubt die Untersuchung der Vorteile einer Spannungsoptimierung und eine Überprüfung der Anwendbarkeit des eingesetzten analytischen Modelles. Die Temperaturverteilung beim spannungsoptimierten Aktor wird mit Wärmebildaufnahmen untersucht.

Einfluß der Spannungsoptimierung

Um die Vorteile und Eigenschaften der Spannungsoptimierung aufzuzeigen, werden zwei Membranaktoren mit verschiedenen FGL-Bauteile miteinander verglichen. Abbildung 5.8 zeigt ein FGL-Bauteil, welches für einen Differenzdruck von 1100 hPa optimiert wurde. Abbildung 5.9 zeigt ein nichtoptimiertes Bauteil, das aus parallelen Balken mit einer Breite von 100 μm besteht. Die technische Zeichnung des Bauteiles ist im Anhang (Kap. 7.2.1) dargestellt.

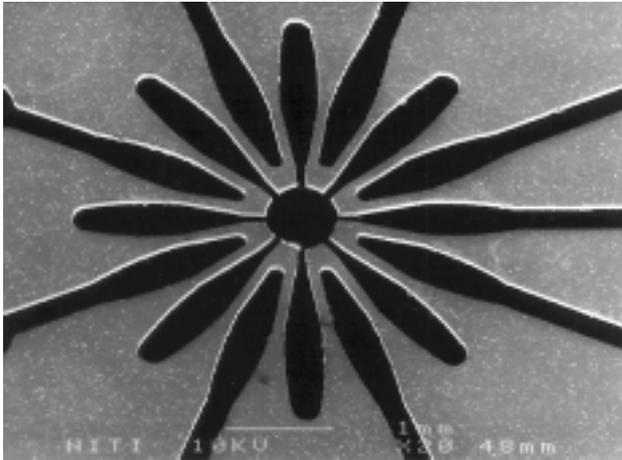


Abbildung 5.8: REM -Bild einer spannungsoptimierten Struktur.

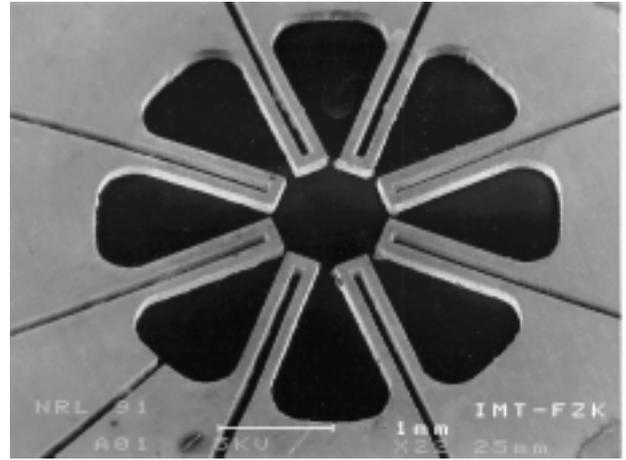


Abbildung 5.9: REM -Bild einer Struktur mit parallelen Biegebalken.

Tabelle 5.1. Optimierungsparameter und Dimensionen des spannungsoptimierten Aktors

Balkengeometrie	Breite	w_{max}	500 μm
		w_{min}	100 μm
	Länge	l	1500 μm
	Höhe	h	100 μm
	Anzahl der Balken	n	16
Membran	Durchmesser	r	2000 μm
Belastungsfall der Optimierung	Differenzdruck	p_{opti}	1100 hPa
	maximal zulässige Randspannung	σ_{max}	65 MPa

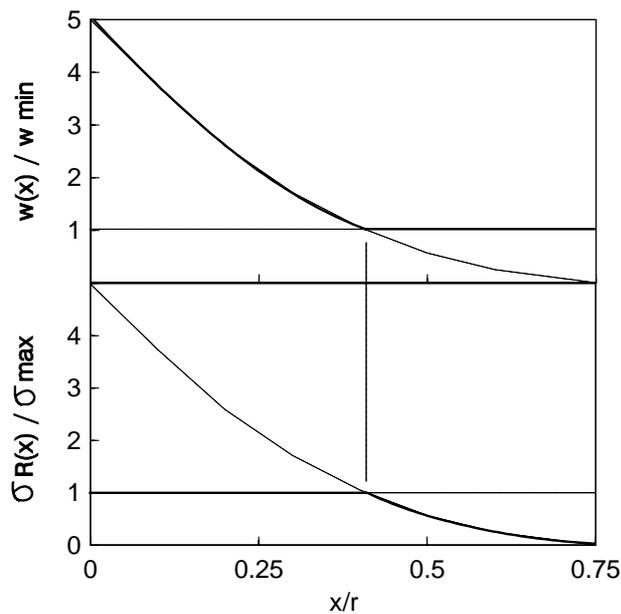


Abbildung 5.10: Normierte Balkenbreite $w(x)/w_{min}$ und normierte Randspannung $\sigma_R(x)/\sigma_{max}$ einer optimierten Struktur in Abhängigkeit der normierten Koordinate x/r . Differenzdruck $p=1100$ hPa.

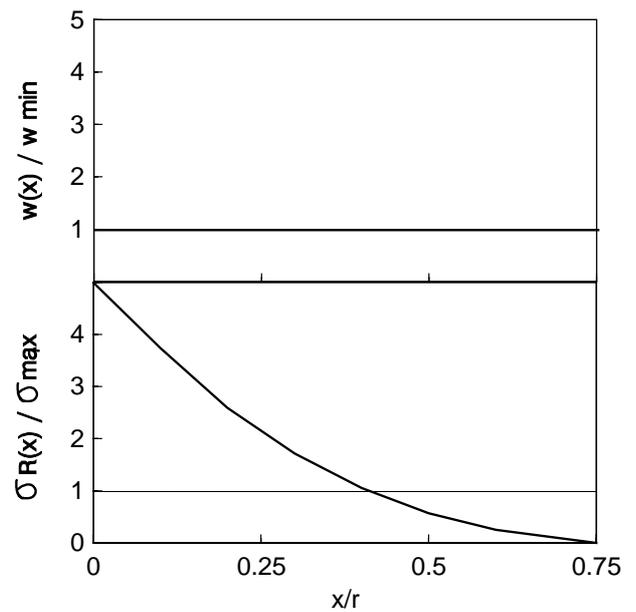


Abbildung 5.11: Normierte Balkenbreite $w(x)/w_{min}$ und normierte Randspannung $\sigma_R(x)/\sigma_{max}$ einer Struktur mit parallelen Balken in Abhängigkeit der normierten Koordinate x/r . Differenzdruck $p=1100$ hPa.

Beide Aktoren bestehen aus dem selben Material mit gleicher Dicke von $100 \mu\text{m}$. Ebenso ist der Durchmesser der Druckkammer, das Membranmaterial und die Anzahl der Balken in beiden Fällen gleich. Die Optimierungsparameter und Dimensionen des spannungsoptimierten Aktors sind in Tabelle 5.1 aufgeführt.

Abbildung 5.10 zeigt die normierte Balkenbreite und die normierte Randspannung eines Biegebalkens des spannungsoptimierten Bauteiles für einen Differenzdruck $p=1100$ hPa. Für die Struktur mit parallelen Biegebalken sind die gleichen Größen in Abbildung 5.11 dargestellt. Nach Abbildung 5.10 werden 80% der Ober- und Unterseite der optimierten Balken mit der maximal zulässigen Randspannung belastet. Der restliche Anteil wird mit einer geringeren Spannung belastet. Nach Abbildung 5.11 werden 55% der Ober- und Unterseite der Balken mit konstanter Breite mit einer Spannung belastet, die den zulässigen Wert von 65 MPa übersteigt.

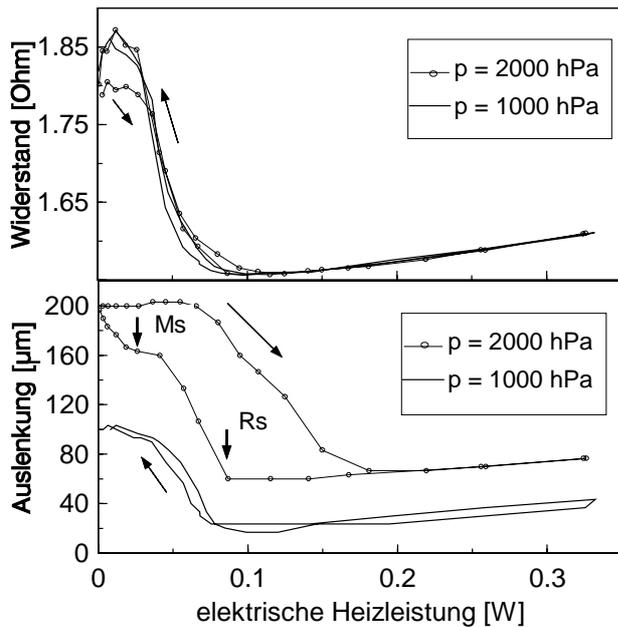


Abbildung 5.12: Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung für einen spannungsoptimierten Membranaktor für zwei Differenzdrücke p .

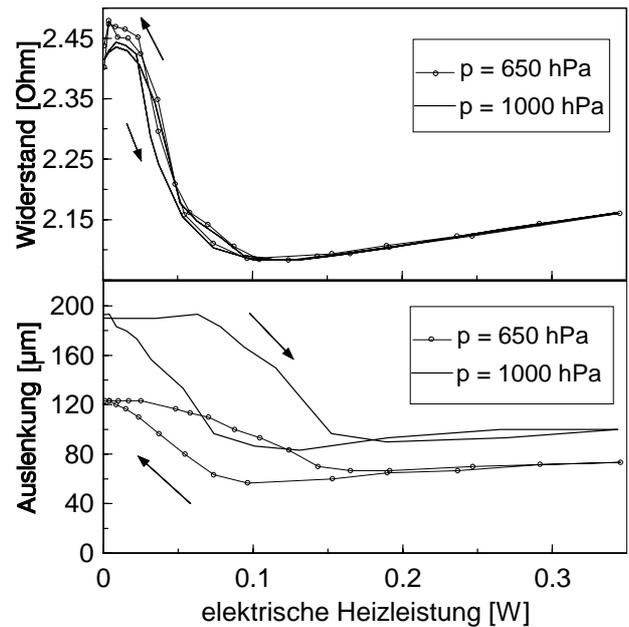


Abbildung 5.13: Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung für einen Membranaktor mit parallelen Biegebalken für zwei Differenzdrücke p .

Abbildung 5.12 zeigt den elektrischen Widerstand des spannungsoptimierten FGL-Bauteiles und die Auslenkung der Membranmitte in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung für verschiedene Differenzdrücke p . Für $p=1000$ hPa zeigt sich im Widerstand eine schmale Hysterese, wie sie bereits bei den Teststrukturen zu finden war (siehe Kap. 4.2.2). Die Auslenkung zeigt bei diesem Druck ebenfalls eine schmale Hysterese. Die schmalen Hysteresen deuten auf eine einstufige Transformation zwischen austenitischem und rhomboedrischem Gefüge hin.

Bei $p=2000$ hPa kommt es zur Bildung von spannungsinduziertem Martensit (siehe auch Kap. 2.1.3), was am Knick der Auslenkung in der Abkühlkurve bei $P_{el}=25$ mW und an der breiten Hysterese zu erkennen ist. Hier ist eine doppelt so hohe elektrische Heizleistung erforderlich, um den Aktor in das austenitische Gefüge zu transformieren. In der Widerstandskennlinie ist der spannungsinduzierte Martensit im Bereich $P_{el} < 40$ mW am wesentlich geringeren Widerstand beim Erwärmen als beim Abkühlen erkennbar. Dies wird durch die homogene Spannungsverteilung, die große Bereiche mit der Maximalspannung belastet erreicht, wodurch der Gesamtwiderstand dem Widerstand der Mischung aus spannungsinduziertem Martensit und R-Phase entspricht.

Der Widerstand des FGL-Bauteiles mit parallelen Biegebalken, der in Abbildung 5.13 dargestellt ist zeigt bei $p=1000$ hPa und 650 hPa eine schmale Hysterese. Die Auslenkung zeigt jedoch bei beiden Drücken eine große Hysterese, die charakteristisch für spannungsinduzierten Martensit ist. Die inhomogene Spannungsverteilung ist wie bei den Teststrukturen für dieses Verhalten verantwortlich.

Beide Aktorvarianten zeigen bei einem Differenzdruck von 1000 hPa annähernd den gleichen Hub, das heißt, sie verrichten etwa die gleiche Hubarbeit. Sie wird aus p und dem Hubvolumen berechnet, das durch Kegel angenähert werden kann.

Tabelle 5.2: Aktoreigenschaften bei maximal zulässiger Spannung

	Spannungsoptimiert	parallele Biegebalken
maximale Spannung	65 MPa	65 MPa
Differenzdruck	1000 hPa	200 hPa
maximaler Hub	80 μm	10 μm
Hubarbeit	24 μNm	1.6 μNm

Tabelle 5.3. Optimierungsparameter und Dimensionen des spannungsoptimierten Aktors mit erhöhter maximaler Balkenbreite

Balkengeometrie	Breite	w_{max}	550 μm
		w_{min}	100 μm
	Länge	l	1500 μm
	Höhe	h	100 μm
	Anzahl der Balken	n	16
Membran	Durchmesser	r	2000 μm
Belastungsfall	Differenzdruck	p_{opti}	1210 hPa
	maximal zulässige Randspannung	σ_{max}	65 MPa

Trotz dieser Übereinstimmung ist ihre Charakteristik grundverschieden. Die Spannungsoptimierung erlaubt eine effektive Ausnutzung des FG-Effektes in großen Bereichen der Balken, da sie fast auf ganzer Länge gleichmäßig gebogen werden. Hierbei ist die Maximalspannung im erwärmten Zustand 65 MPa. Bei den nicht optimierten Balken wird der FG-Effekt lediglich in einem kleinen Bereich des Balkens genutzt. Nach Gleichung (5.4) ist die Randspannung umgekehrt proportional zur Balkenbreite. Da die nicht optimierten Balken an der Einspannstelle eine 5-fach geringere Breite aufweisen als die optimierten Balken, ist die Maximalspannung, nach dem Balkenmodell 1.Ordnung, im angesteuerten Zustand unter gleichem Druck bei Balken mit konstanter Breite 5-fach höher als in den optimierten Balken.

Vergleicht man nun die Eigenschaften beider Aktoren für die maximal zulässige Spannung von 65 MPa, so werden die Vorteile der Spannungsoptimierung deutlich. In Tabelle 5.2 sind einige Eigenschaften zusammengestellt. Die Spannungsoptimierung führt zu einer 5-fach höheren Druckdifferenz die geschaltet werden kann. Ein 8-fach höherer Hub wird beobachtet und daraus resultierend eine 15-fach höhere Hubarbeit von 24 μNm . Die spezifische Arbeit des Aktors bestimmt sich aus der verrichteten Hubarbeit und dem Volumen der Balken. Sie beträgt für den spannungsoptimierten Aktor bei 1000 hPa 20 mJ/cm^3 und entspricht dem 2fachen Wert von Aktoren aus Stapel piezokeramik. [83] Ohne Spannungsoptimierung ist eine solche spezifische Arbeit nicht zu erreichen. Diese Werte machen deutlich wie wichtig es für die Leistungsfähigkeit von Mikroaktoren ist, FGL-Bauteile durch eine Spannungsoptimierung an den entsprechenden Lastfall anzupassen.

Nach Abbildung 5.12 ist die elektrische Heizleistung der spannungsoptimierten Strukturen etwa 75 mW, die zum Erwärmen der Bauteile bei $p=1000$ hPa erforderlich ist. Erhöht man die maximale Balkenbreite um 10%, so ist maximal eine Steigerung der elektrischen

Heizleistung um ebenfalls 10% zu erwarten. Die Erhöhung der erforderlichen Heizleistung wird in Kauf genommen, da der zulässige Differenzdruck ebenfalls ansteigt.

Für die weiteren Untersuchungen und die Realisierung der Ventile werden spannungsoptimierte FGL-Bauteile mit einer maximalen Balkenbreite von 550 μm eingesetzt. Der zulässige Differenzdruck p_{opti} erhöht sich hierbei nach Gleichung (5.4) und (5.18) ebenfalls um 10% auf 1210 hPa. In Tabelle 5.3 sind die neuen Optimierungsparameter und Dimensionen aufgeführt.

Druckabhängigkeit

Für die Realisierung eines Ventils ist die Charakteristik der Auslenkung und des Hubs in Abhängigkeit des Differenzdruckes p wichtig. In Abbildung 5.14 ist dieser Zusammenhang für einen Membranaktor dargestellt, der für $p=1210$ hPa spannungsoptimiert ist. Die Auslenkung ist für $P_{el}=0,25$ W, die nach Abbildung 5.12 eine Erwärmung über A_f des gesamten Bauteiles erwarten lässt, und für $P_{el}=0$ W dargestellt.

Im beheizten Fall für $P_{el}=0,25$ W stellt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Auslenkung und dem Differenzdruck dar, der im drucklosen Zustand eine Nullpunktverschiebung von $s_{therm}=35$ μm aufweist. Sie wird durch die thermische Ausdehnung der Grundplatte verursacht und wird bei der Untersuchung der Temperaturverteilung (in diesem Abschnitt) noch genau diskutiert werden. Ohne Heizung, bei Raumtemperatur, steigt die Auslenkung degressiv mit zunehmendem Druck an. Dies lässt sich durch den von der Membran aufgenommenen Druckanteil erklären, der mit zunehmender Auslenkung größer wird, wodurch der Aktor ein zunehmend steiferes Verhalten zeigt. Bei $p=1200$ hPa beträgt die Auslenkung im erwärmten Zustand 55 μm und im kalten Zustand 110 μm , der resultierende Hub ist somit 55 μm .

Das eingangs beschriebene Modell für die Dimensionierung der Aktoren wird mit dem gemessenen Verhalten der Aktoren verglichen. Der lineare Zusammenhang zwischen Druck und Auslenkung im erwärmten Zustand wird hier mit einem analytischen Modell berechnet. Aus Gleichung (5.8) kann die Maximalauslenkung des optimierten Balkens an seiner Spitze ($x=l$) berechnet werden. Sie kann mit der Membranauslenkung gleichgesetzt werden.

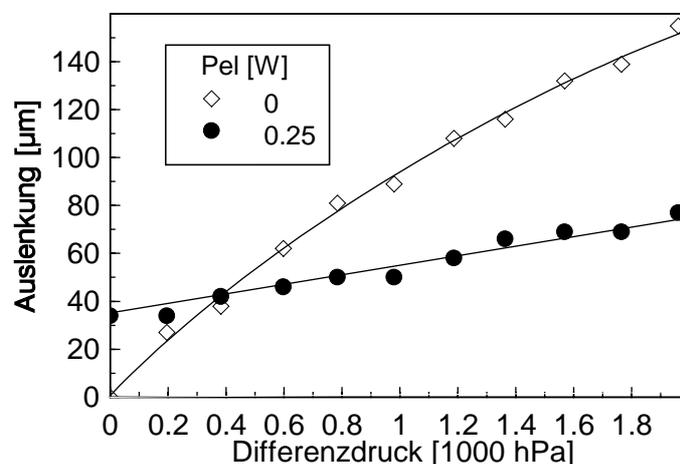


Abbildung 5.14: Auslenkung der Membranmitte eines

Spannungs-optimierten Aktors in Abhängigkeit des Differenzdruckes p . Die durchgezogenen Linien werden nach Gl.(5.22) und dem beschriebenen Iterationsverfahren Gl. (5.23-26) berechnet.

Das anliegende Biegemoment ist nach Gleichung (5.14) und (5.18) proportional zum anliegenden Differenzdruck.

$$M_b(x) \sim p \quad (5.20)$$

Das Flächenträgheitsmoment ist nach Gleichung (5.2) proportional zur Balkenbreite und über (5.4) und (5.14) proportional zum Differenzdruck, für den die Balken optimiert wurden.

$$I_y(x) \sim p_{opti} \quad (5.21)$$

Aus Gleichung (5.8) und der thermisch bedingten Nullpunktverschiebung s_{therm} erhält man eine Gleichung, mit der man den linearen Zusammenhang zwischen Differenzdruck und Auslenkung im erwärmten Zustand berechnen kann.

$$s(l, p) = \frac{\sigma R}{E_a \cdot h} \cdot l^2 \cdot \frac{p}{p_{opti}} + s_{therm} \quad (5.22)$$

E_a ist dabei der E-Modul des austenitischen Gefüges. (siehe auch Kap. 4.2.2) In Abbildung 5.14 ist die Gleichung als durchgezogene Gerade eingezeichnet. Aus der guten Übereinstimmung der Messung und des Modells kann entnommen werden, daß die Membran in diesem Auslenkungsbereich keinen signifikanten Einfluß auf das Auslenkungsverhalten hat. Hieraus ist ebenso ersichtlich, daß die Abweichung von der optimalen Geometrie durch die Verwendung einer minimalen Stegbreite von 100 μm sich nicht signifikant auf das mechanische Verhalten des Aktors auswirkt.

Die analytische Beschreibung des nichtlinearen Zusammenhanges von Auslenkung und Druck bei $P_{el} = 0$ mW ist komplexer. Ein impliziter Lösungsansatz wird vorgestellt, mit dem die Auslenkung des Aktors iterativ berechnet werden kann. Die Membran und das FGL-Bauteil werden getrennt voneinander behandelt, als wären sie nicht miteinander verbunden. Man setzt die vom Druck abhängigen Auslenkungen von Membran und FGL-Bauteil gleich und bestimmt so getrennt voneinander die von Membran und Bauteil aufgenommenen Druckanteile p_{MEM} und p_{FGL} .

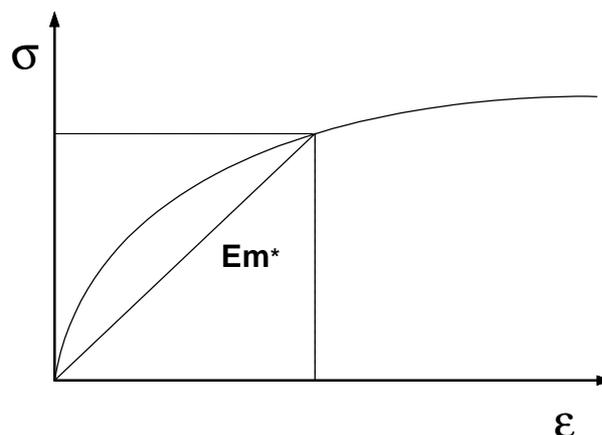


Abbildung 5.15: Ersatz-E-Modul Em^* bei einem Material mit nicht linearer Spannungs-Dehnungs-Kennlinie.

Auch hier kann die maximale Auslenkung an der Spitze der optimierten Balken nach Gleichung (5.22) mit $s_{therm}=0$ wie folgt bestimmt werden.

$$s(l, p)_{FGL} = \frac{\sigma R}{Em^* \cdot h} \cdot l^2 \cdot \frac{p_{FGL}}{p_{opti}} \quad (5.23)$$

Hier ist p_{FGL} der Druck, der auf das Bauteil wirkt und Em^* der Ersatz E-Modul des Materials bei Raumtemperatur. In Abbildung 5.15 ist der Ersatz-E-Module für ein Material mit nichtlinearer Spannungs-Dehnungs-Kennlinie dargestellt. Das Verwenden von Ersatz-E-Modulen zum Bestimmen der Auslenkung von FGL-Bauteilen mit nichtlinearen Kennlinien ist möglich, wenn eine konstante Spannungsverteilung vorliegt. [84] Die spannungsoptimierten Membranaktoren zeigen im untersuchten Druckbereich unterhalb von 1200 hPa in 1. Näherung einen konstanten Biegeradius entlang des Balkens, das heißt, daß eine konstante Dehnungs- und Spannungsverteilung an der Oberfläche vorliegt. Da lediglich die Randdehnung zum Bestimmen der Auslenkung erforderlich ist kann der Ersatz-E-Modul eingesetzt werden. Er wird aus der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie des verwendeten Materials entnommen (siehe Abb. 4.14) und bestimmt sich aus dem Quotienten der Spannungen und Dehnungen eines jeden Punktes der Kennlinie. Die Maximalspannung läßt sich über den anliegenden Druck bestimmen und somit der E-Modul in Abhängigkeit des am Bauteil anliegenden Druckes darstellen:

$$Em^* = Em^*(p_{FGL}) \quad (5.24)$$

Die detaillierte Gleichung ist im Anhang (Kap.7.1.4) aufgeführt. Die hieraus resultierende Auslenkung des FGL-Bauteiles wird nun in ein geeignetes Modell für die Membrancharakteristik eingesetzt, welches den Druck p_{MEM} bestimmt, der aufzubringen ist, um die Membran um s_{FGL} bis zum FGL-Bauteil auszuwölben.

$$p_{MEM} = p_{MEM}(s_{FGL}) \quad (5.25)$$

Für diesen Membranansatz wird die sogenannte CABRERA-Gleichung verwendet, die im Anhang (Kap.7.1.3) detailliert aufgeführt ist. [85] Der auf die Membran einwirkende Druck steht dem FGL-Bauteil nicht mehr zur Verfügung. Er muß vom Gesamtdruck abgezogen werden, um den Druck auf die Balken zu erhalten:

$$p_{FGL} = p - p_{MEM} \quad (5.26)$$

Der so berechnete Druck wird jetzt wieder in Gleichung (5.23) eingesetzt und die gesamte Berechnung erneut durchgeführt. Der implizite Lösungsansatz kann numerisch gelöst werden. Wenn sich die Druckanteile von Membran und FGL-Bauteil nicht mehr ändern, ist die Lösung für die Auslenkung des Aktors bei vorgegebenem Druck gefunden.

In Abbildung 5.14 ist die nach diesem Verfahren bestimmte druckabhängige Auslenkung des Gefüges bei Raumtemperatur ($P_{el}=0$) als durchgezogene Linie dargestellt. Bei der CABRERA-Gleichung wird von einer kreisrunden Membran ausgegangen, die sich in

Form einer halben Ellipse nach oben auswölbt. Dieser geometrische Fall liegt hier allerdings nicht vor, da das FGL-Bauteil der Membran eine andere Form aufprägt. Mit dieser Gleichung ist es zwar möglich, das gemessene Verhalten nachzuzeichnen, allerdings ist es hierzu nötig, die Gleichung durch Variation des Membrandurchmessers an die Meßwerte anzupassen. Der Membranradius schrumpft beim Anpassen auf einen Wert von 300 μm zusammen, wodurch sie nur als grobe Näherung betrachtet werden kann. Findet man ein geeignetes Modell, mit dem das Membranverhalten in diesem Fall dargestellt werden kann, so ist mit dem vorgestellten impliziten Lösungsansatz die Dimensionierung von Membranaktoren mit spannungsoptimierten FGL-Bauteilen auch im nicht beheizten Zustand möglich.

Temperaturverteilung

Die Spannungsoptimierung von FGL-Bauteilen und ihre Auswirkung auf die Leistungsdaten wurde in den vorangegangenen Kapiteln dargestellt und erörtert. Betrachtet man das spannungsoptimierte FGL-Bauteil, dessen Balkenbreite zwischen 550 μm und 100 μm variiert, so ist zu untersuchen ob es durch direktes Beheizen mit einem elektrischen Strom hinreichend homogen erwärmt wird oder ob es zu lokalen Überhitzungen kommt.

Hierzu wird die Temperaturverteilung an der Oberfläche des lastfreien FGL-Bauteiles in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung mit einer Infrarotkamera untersucht. In Abbildung 5.16 ist die Wärmebildaufnahme für $P_{el}=110$ mW dargestellt. Abbildung 5.17 zeigt den Temperaturverlauf entlang eines Balkens, der aus Abbildung 5.16 ermittelt wurde. Für $P_{el}=110$ mW werden die Balken auf der gesamten Länge gerade über die Gefügetransformationstemperatur (R->B2) von 44 °C erwärmt. Die maximale Temperatur an der Spitze der Balken ist 58 °C.

Bei konstantem Widerstand ist die durch den elektrischen Strom eingebrachte thermische Leistung umgekehrt proportional der Querschnittsfläche des Balkens. Obwohl der Balkenquerschnitt mit einem Faktor von 5,5 variiert, verändert sich die Differenz zwischen Aktortemperatur und Umgebungstemperatur nur um einen Faktor von 1,5. Es findet ein effektiver thermischer Ausgleich zwischen den dünnen Balkenbereichen und den breiten Bereichen statt. Durch die schlechte Wärmeabfuhr in die Basisplatte aus PMMA werden die breiten Bereiche über die Wärmezufuhr aus den schmalen Bereichen erwärmt.

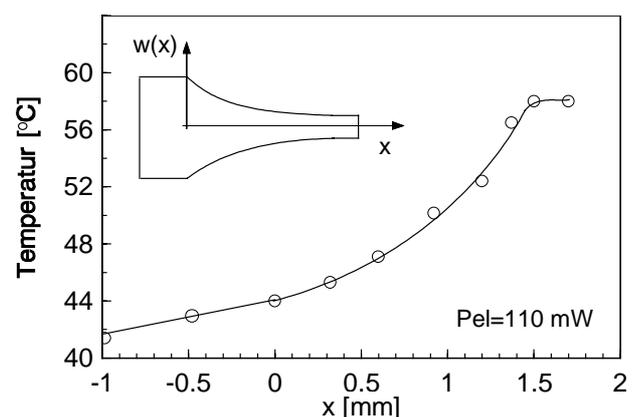
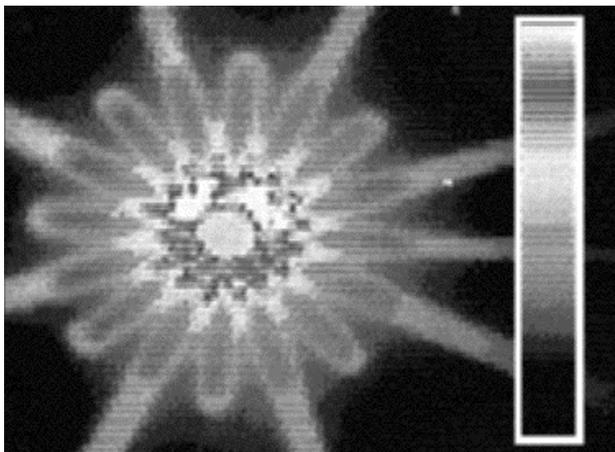


Abbildung 5.16: Wärmebildaufnahme der Oberfläche eines spannungsoptimierten Aktors für $P_{el}=110$ mW.

Abbildung 5.17: Aus Abbildung 5.16 ermittelter Temperaturverlauf entlang eines Biegebalkens für $P_{el}=110$ mW. Die maximale Temperatur in der Mitte ist 58 °C, die minimale Temperatur ist 44 °C.

Maximal- und Minimaltemperatur steigen linear mit der elektrischen Heizleistung an. Die maximal zulässige Temperatur wird durch die thermische Stabilität des verwendeten Klebstoffes auf 170 °C begrenzt. Sie wird bei $P_{el}=450$ mW erreicht. Zwischen $P_{el}=110$ mW und 450 mW wird eine hinreichend homogene Erwärmung erzielt, bei der es zu keiner kritischen Überhöhung der Temperatur kommt.

Bei der Untersuchung der Druckabhängigkeit der Auslenkung wurde in Abbildung 5.14 eine thermisch bedingte Nullpunktverschiebung s_{therm} von 35 μm festgestellt und mit der Klärung auf diesen Abschnitt verwiesen. Die Wärme des beheizten Aktors wird in die PMMA Basisplatte über die Klebeflächen abgeführt. In diesem Bereich fällt die Temperatur an der Oberfläche des FGL-Bauteiles nach Abbildung 5.17 mit zunehmender Entfernung vom Biegebalken ab.

Die radiale Abnahme der Temperatur an der Oberfläche läßt auf eine ähnliche Temperaturverteilung in der PMMA Grundplatte, direkt unter dem FGL-Bauteil schließen. Bedingt durch den Ausdehnungskoeffizienten von PMMA ($70 \times 10^{-6}/\text{K}$) kommt es zu einer Ausdehnung der Grundplatte, die sich proportional zur Temperatur verhält. Abbildung 5.18 zeigt schematisch diese Ausdehnung des PMMA. Durch seine Erwärmung wird das FGL-Bauteil direkt an den Balken stärker angehoben als am äußersten Rand des Bauteiles ($x < -1$). Hierdurch wird das FGL-Bauteil nicht nur angehoben, sondern zusätzlich radialsymmetrisch verkippt, was in s_{therm} an der Spitze des Balkens resultiert. Auslenkungsprofile des thermisch angesteuerten Aktors entlang des gesamten FGL-Bauteils belegen diese Vorstellung.

Die thermisch bedingte Nullpunktverschiebung muß bei der Entwicklung von Mikroaktoren mit FGL-Bauteilen berücksichtigt werden, da hierdurch der Hub des Ventils beeinflusst wird. Bei zukünftigen Entwicklungen kann durch Reduzieren des Ausdehnungskoeffizienten die thermische Nullpunktverschiebung ebenso verringert werden wie durch die Wahl von möglichst dünnen Kunststoffplatten.

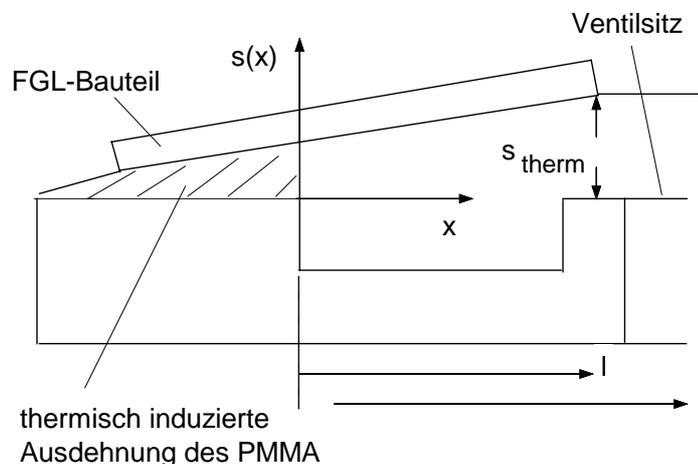
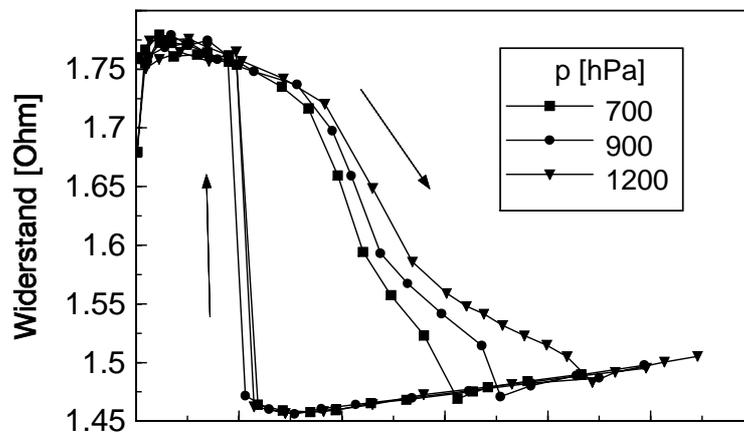


Abbildung 5.18: Schematische Darstellung der thermischen Ausdehnung des PMMA-Substrates beim Beheizen der FGL-Bauteile,

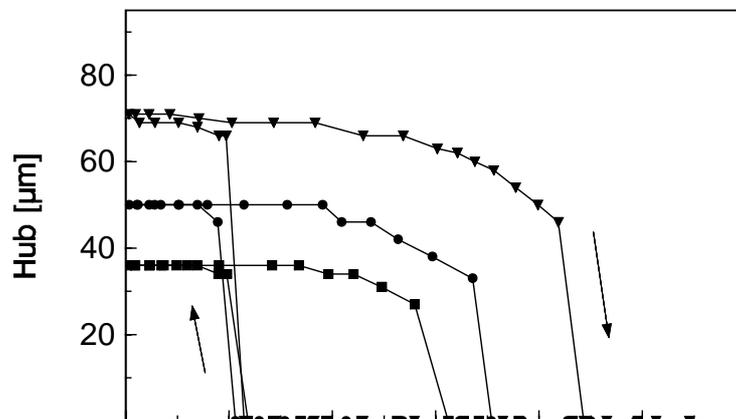
welche die Auslenkung s_{therm} bewirkt.

5.2.3 Thermisch stationärer Betrieb der Ventile

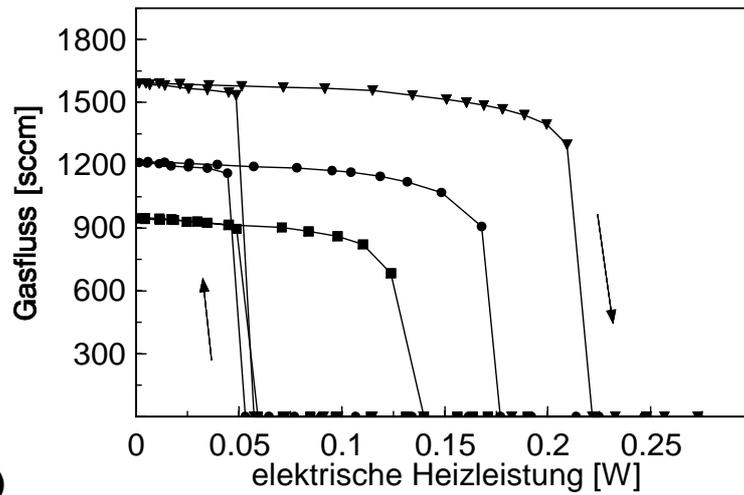
Die Untersuchungen am Membranaktor in Kapitel 5.2.2 zeigten bei einem Druck von 1200 hPa im erwärmten Zustand (Austenit) des Aktors eine Auslenkung von 55 μm . (siehe Abbildung 5.14) Um diesen Spalt zwischen Membran und Ventilsitz zu überbrücken, und damit ein Schließen des Ventils zu gewährleisten, wird die Dicke der Distanzscheibe mit 60 μm gewählt.



a)



b)



c)

Abbildung 5.19: Widerstand a), Ventilhub b) und Gasfluß c) in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung eines Ventils in der Betriebsart (b) bei drei verschiedenen Differenzdrücken p .

Das typische Verhalten eines Ventils, das in der Betriebsart (b) (s. Abbildung 5.7) betrieben wird, ist in Abbildung 5.19 dargestellt. Der thermisch stationäre Zustand bei der Messung wird durch schrittweise Veränderung der elektrischen Heizleistung mit hinreichend langer Wartezeit erreicht.

In Abbildung 5.19a) ist der elektrische Widerstand, in Abbildung 5.19b) die Auslenkung der Membranmitte und in Abbildung 5.19c) der zugehörige Gasfluß durch das Ventil dargestellt. Bei einem Druck von 1200 hPa wird ein maximaler Gasfluß von 1600 sccm im geöffneten Zustand beobachtet, bei dem sich das FGL-Bauteil im rhomboedrischen Gefüge befindet. Die entsprechende Auslenkung der Membran beträgt 70 μm . Aus diesen Werten ergibt sich eine mechanische Hubarbeit von 35 μNm , die für das Schließen des Ventils aufgebracht wird. Die elektrische Leistung, die notwendig ist, um das Ventil bei 1200 hPa zu schließen, beträgt 210 mW. Im geschlossenen Zustand, bei dem das FGL-Bauteil im austenitischen Gefüge vorliegt, konnte keine Leckrate nachgewiesen werden. Unterhalb einer Leistung von 55 mW öffnet das Ventil unabhängig vom Druck. Der fluidische Widerstand, das Verhältnis aus Druckdifferenz und Volumenstrom, ist für die drei verschiedenen Drücke gleich und ist daher vom Ventilhub unabhängig, der zwischen 35 μm und 70 μm variiert.

Im geschlossenen Zustand wird das FGL-Bauteil nur durch Wärmeleitung gekühlt. Ist die zugeführte elektrische Leistung kleiner als die konduktiven Wärmeverluste P_{cond} , so kühlt das Ventil ab und öffnet sich. Im geöffneten Zustand tragen bedingt durch den Gasstrom auch konvektive Anteile $P_{conv}(p)$ zur Kühlung bei, die eine lineare Abhängigkeit von Druck aufweisen. Um das Ventil zu schließen muß die elektrische Leistung größer als die Summe aus konvektivem und konduktivem Anteil sein. Die in der Ventilcharakteristik zu beobachtende breite Hysterese stellt also nicht die Eigenschaften der rhomboedrischen Transformation dar. Sie spiegelt vielmehr die unterschiedlichen Kühlungszustände des Ventils im geschlossenen und geöffneten Zustand wieder. Daher sind zum Schließen wesentlich höhere elektrische Leistungen erforderlich, wodurch ein stabiles Schaltverhalten erreicht wird.

In der druckkompensierten Betriebsart (c) zeigt sich in Abbildung 5.20 ein ähnliches Verhalten des Gasflusses wie in Betriebsart (b).

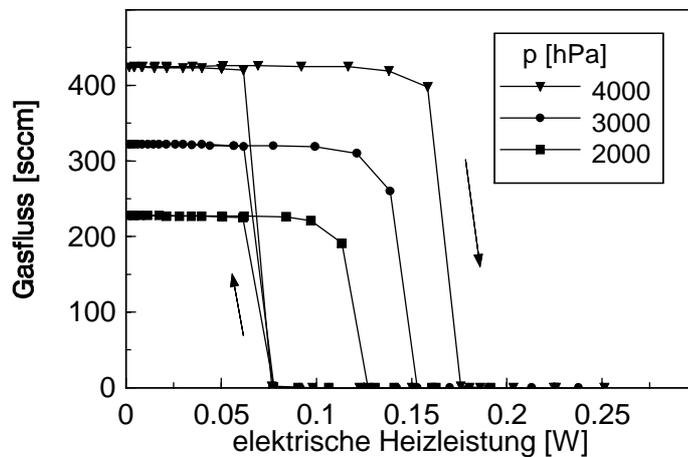


Abbildung 5.20: Gasfluß in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung eines Ventils im Betriebsmodus c) bei drei verschiedenen Differenzdrücken.

Hier wird allerdings durch die Druckkompensierung und den geringeren Wirkquerschnitt des geschlossenen Ventils ein maximal zu schaltender Druck von 4000 hPa erreicht. Der maximale Durchfluß beträgt hier etwa 400 sccm. Durch den zusätzlichen fluidischen Widerstand wird der Durchfluß reduziert und somit auch der Druckabfall zwischen Ventilauslaß B und der Verbindungsleitung C zur zweiten Druckkammer gesenkt. (siehe auch Abbildung 5.7) Dadurch kann der auf die Membran wirkende Differenzdruck teilweise ausgeglichen werden. In dieser Betriebsart sind zwar sehr hohe zu schaltende Drücke realisierbar, die Größe des Ventilsitzes bringt hier jedoch einen Nachteil mit sich:

Im geschlossenen Zustand kann die Fläche, an der der Druck anliegt, bedingt durch die Geometrie des Ventilsitzes um den Faktor 4 variieren. Nach Abschätzen mit dem in Kapitel 5.1.3 beschriebenen Modell ergibt sich für ein differenzdruckfreies Ventil eine Anpresskraft auf den Ventilsitz im erwärmten Zustand von etwa 300 mN und im kalten Zustand etwa 75 mN. Liegt die Membran am äußeren Durchmesser des Ventilsitzes an, ergibt sich ein Druck von 1000 hPa, der zum Öffnen des Ventils im kalten Zustand benötigt wird. Dichtet die Membran am inneren Ring des Ventilsitzes ab, muß ein Druck von 4000 hPa zum Öffnen aufgebracht werden. Genauso verhält es sich im erwärmten Zustand, bei dem ein Druck von 4000 hPa über den äußeren Ring und 16000 hPa über den inneren Ring abgedichtet werden kann. Vergleicht man die theoretischen Werte mit den Ergebnissen aus Abbildung 5.20, kann hier von einem Abdichten am äußeren Ring ausgegangen werden. Unter Umständen kann bei dem Ventil ein Abdichten über den inneren Ring auftreten.

In diesem, nicht reproduzierbaren Fall liegt der erforderliche Öffnungsdruck bei 4000 hPa, wodurch das Ventil zum Beispiel bei einem anliegenden Differenzdruck von 3000 hPa nicht mehr öffnet. Die Verwendung eines solch breiten Ventilsitzes von 250 µm macht somit einen zuverlässigen Einsatz mit stabilen Schließ- und Öffnungsdrücken bei druckkompensierten Ventilen dieser Ausführung unmöglich.

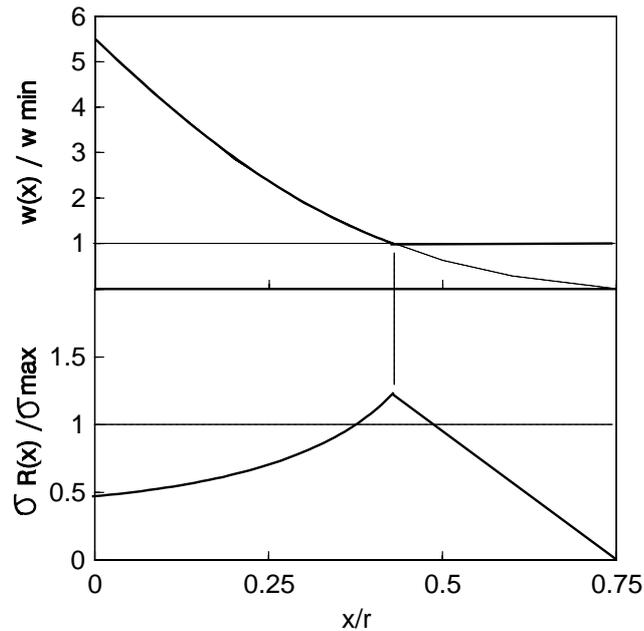


Abbildung 5.21: Normierte Balkenbreite $w(x)/w_{min}$ und normierte Randspannung $\sigma(x)/\sigma_{max}$ einer optimierten Struktur in der Betriebsart (c) in Abhängigkeit der normierten Koordinate x/r . Punktbelastung an der Balkenspitze durch $F=18,75$ mN ($p=4000$ hPa).

Mit der verwendeten mikromechanischen Fertigung waren mit akzeptabler Ausbeute und Qualität keine schmalere Dichtflächen realisierbar. Bei zukünftigen Entwicklungen kann die Ventilsitzbreite durch den Einsatz geeigneter Fertigungsverfahren wie zum Beispiel der LIGA-Technik reduziert werden. Hierdurch ist die Herstellung von Hochdruckventilen mit stabilen Betriebsdrücken realisierbar.

Bei diesen Ventilen führt der Belastungsfall im geschlossenen Zustand zu einer Spannungsverteilung, die nicht der Verteilung entspricht, für den das FGL-Bauteil ursprünglich spannungsoptimiert wurde. Abbildung 5.21 zeigt die normierte Balkenbreite und Randspannung in einem Biegebalken, der im geschlossenen Ventil bei $p=4000$ hPa durch eine Punktlast $F=18,75$ mN an der Spitze beansprucht wird. Bei diesem Druck wird die maximal zulässige Spannung von 65 MPa bei $x/r=0,42$ um 10 MPa überschritten.

Man muß hier also zunächst den Belastungsfall bestimmen, der das FGL-Bauteil am stärksten belastet. Dann kann das FGL-Bauteil mit der in Kapitel 5.1.2 beschriebenen Methode spannungsoptimiert werden. Im Fall der druckkompensierten Ventile ist dies der geschlossene Zustand, da zum einen im geöffneten Zustand der anliegende Differenzdruck im Idealfall bis auf Null kompensiert werden kann, und zum anderen die Membran im geöffneten Zustand einen Teil des Druckes aufnimmt, wodurch das FGL-Bauteil geringer belastet wird. Der fluidische Kurzschluß wird bei der Charakterisierung der Prototypen aus versuchstechnischen Gründen über Schläuche vorgenommen. Für die Herstellung von Ventilen für die Serie sollte dieser Kurzschluß durch eine perforierte Membran erfolgen, hierbei überträgt die Membran keinen Druck mehr, sondern übernimmt nur noch die Funktion einer Dichtfläche und eines Aufnehmers für die Distanzscheibe.

5.2.4 Dynamischer Betrieb der Ventile

Die Untersuchung des dynamischen Verhaltens von FGL-Ventilen ist wichtig, da zum einen die Schließ- und Öffnungszeiten ein wesentliches Kriterium für ihre

Einsatzmöglichkeiten ist. Zum anderen kann der FG-Effekt von der Dynamik der Transformation abhängig sein. [86]

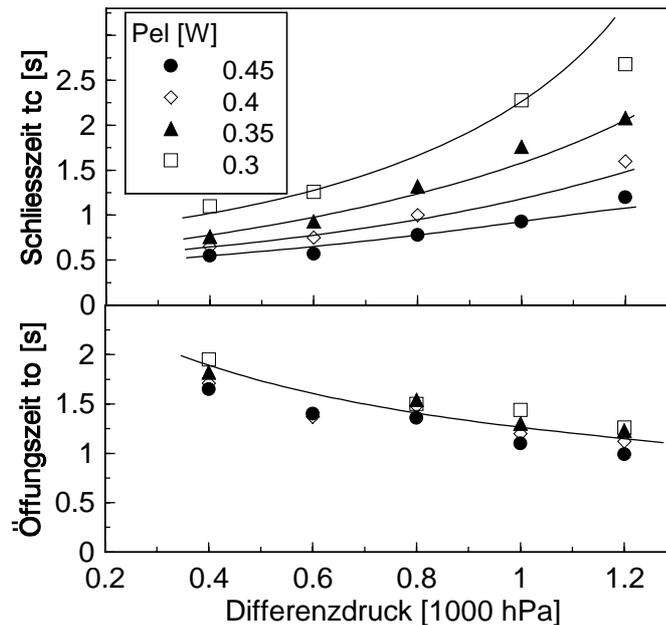


Abbildung 5.22: Ansprechzeit t_c zum Schließen und t_o zum Öffnen des Ventils in Abhängigkeit des Differenzdruckes und der Heizleistung.

Zur dynamischen Charakterisierung der Ventile wird die Druckabhängigkeit der Öffnungs- und Schließzeiten in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung untersucht. (siehe auch Kap. 3.3.4)

In Abbildung 5.22 sind typische Öffnungs- und Schließzeiten des Ventils in der Betriebsart (b) dargestellt. Die Schließzeit t_c steigt mit zunehmendem Druck wegen des gleichzeitig ansteigenden Anteils der konvektiven Verluste. Bei einem Druck von 1200 hPa und einer elektrischen Heizleistung von 450 mW ergibt sich eine minimale Schließzeit von 1,2 s, für 400 hPa reduziert sich diese Zeit auf 0,5 s. Zum Schließen der Ventile im dynamischen Betrieb werden generell höhere Heizleistungen benötigt als im thermisch stationären Zustand, da die Heizenergie zum Erreichen der Schließtemperatur unter adiabaten Bedingungen konstant ist. Sie berechnet sich aus dem Produkt von Aufheizzeit und Heizleistung. Daher schließt das Ventil bei höheren Heizleistungen schneller als bei niedrigeren. Die Schließzeit kann durch die folgende Gleichung, die zum Bestimmen der Aufheizzeit von FGL-Drähten verwendet wurde, bestimmt werden. [83]

$$t_c = \frac{m \cdot (c_p \cdot \Delta T(p) + Q_t) + W(p)}{P_{el} - P_{conv}(p) - P_{cond}} \quad (5.23)$$

Hierbei beschreibt m die Masse des FGL-Bauteiles, c_p die spezifische Wärmekapazität, ΔT die Differenz zwischen Raumtemperatur und Transformationstemperatur, Q_t die spezifische Transformationsenergie von NiTi, $W(p)$ die Hubarbeit, p die anliegende Druckdifferenz und P_{el} die elektrische Heizleistung. Die mit dieser Gleichung bestimmten Schließzeiten sind als durchgezogene Linien in Abbildung 5.22 eingezeichnet.

P_{cond} und $P_{conv}(p)$ werden aus den elektrischen Heizleistungen im thermisch stationären Zustand bestimmt, die zum Schließen und Öffnen des Ventils nötig sind, und aus Abbildung 5.19 entnommen. Die einzelnen Parameter und Abhängigkeiten von Gleichung 5.23 sind im Anhang (Kap. 7.1.5) aufgeführt.

Die Öffnungszeiten t_o werden durch den anliegenden Druck weniger stark beeinflusst, da die Konvektion nur noch teilweise zum Abkühlen des FGL-Bauteiles beiträgt. Die Öffnungszeiten sinken mit zunehmendem Differenzdruck und variieren zwischen 2s-1s. Verwendet man Gleichung (5.23), indem man die elektrische Heizleistung gleich Null setzt und den konvektiven Kühlungsanteil durch einen Faktor ko an die Meßergebnisse der Öffnungszeiten anpaßt, erhält man den in Abbildung 5.22 als durchgezogene Linie dargestellten Zusammenhang für die Öffnungszeit. Der konduktive Kühlanteil wird beim Öffnen und beim Schließen als konstant angenommen.

$$t_o = \frac{m \cdot (c_p \cdot \Delta T(p) + Q_t) + W(p)}{ko \cdot P_{conv}(p) - P_{cond}} \quad (5.24)$$

Hierbei beträgt der Kühlungsanteil 80% der konvektiven Kühlung, die beim Schließen beobachtet wird ($ko=0,8$). Im geschlossenen Zustand wird das FGL-Bauteil ausschließlich durch konduktive Anteil gekühlt. Erst wenn sich das Ventil zu öffnen beginnt, trägt die Konvektion zur Kühlung bei. Hieraus begründet sich der unterschiedliche konvektive Anteil beim Schließen und Öffnen.

5.2.5 Zusammenfassende Bewertung

Spannungsoptimierung

Die Spannungsoptimierung ist eine wichtige Methode zur Dimensionierung von FG-Bauteilen für die Mikroaktorik und sollte für jeden FGL-Aktor eingesetzt werden. Erst durch die gleichmäßige Spannungsverteilung wird eine optimale Ausnutzung des FG-Effektes erreicht, wodurch hier Ventile für hohe Differenzdrücke realisiert werden konnten. Die hier angewendete Methode der analytischen Spannungsoptimierung kann auf andere Funktionsprinzipien übertragen werden, sofern sich der Belastungsfall analytisch erfassen läßt. Bei komplexeren Belastungsfällen ist die Anwendung von FEM-Programmen mit integrierten Optimierungsmodulen sinnvoll. Als Optimierungsgrundsatz gilt für FGL-Aktoren generell, die Spannung so hoch wie möglich und so gering wie nötig zu wählen. Dadurch wird der FG-Effekt so gut wie möglich genutzt ohne dabei das Material lokal zu überlasten, wodurch die Ermüdungseffekte bei wiederholten Lastwechseln reduziert werden können.

Herstellung

Bei der Herstellung der Aktoren zeigt sich, daß die FGL-Aktoren mit den Standardverfahren der Aufbau- und Verbindungstechnik realisierbar sind und keine zusätzlichen Prozesse entwickelt werden müssen. Die vorgestellten Prototypen wurden in Einzelanfertigung hergestellt, eine zukünftige Serienfertigung im Nutzen ist allerdings ebenso möglich. Bei der Herstellung im Nutzen, ein 10er Nutzen erscheint realistisch, werden die FGL-Bauteile ebenfalls im Nutzen aus dem Blech herausgeschnitten oder

geätzt und bleiben mit Stützstegen miteinander verbunden. Der FGL-Nutzen wird auf den Nutzen der Basisplatten aufgeklebt. Nach dem Aushärten des Klebstoffes wird der montierte Nutzen zum Beispiel mit einer Diamantsäge getrennt. Mit dieser Technik reduziert sich der Montageaufwand, wodurch sich kostengünstig FGL-Aktoren herstellen lassen.

Die Verwendung von Basisplatten, die sowohl fluidische Komponenten (Ventilsitze, Druckkammern, Fluidzuführungen, etc.) als auch elektrische Kontaktstifte aufnehmen, stellen für weitere Entwicklungen von Mikroaktoren ein neues Grundkonzept dar. Bisher wurden Basisplatten von Pumpen oder auch Ventilen nur mit den fluidischen Komponenten über die Prägetechnik und Spritzgußtechnik hergestellt. Gefolgt von verschiedenen Klebeschritten wird der Mikroaktor mit elektrischen Kontakten versehen und muß dann im System mechanisch fixiert werden. Hierzu wird er meist in ein separates Gehäuse mit elektrischen Kontaktstiften eingeklebt. Bei den FGL-Ventilen wird die Häusung, elektrische Kontaktierung und mechanische Fixierung lediglich von der Basisplatte übernommen. Dies stellt eine Reduzierung der Bauteilanzahl und dem damit verbundenen Montageaufwand dar. Auf der Basisplatte steht außerdem hinreichend Platz zur Verfügung, um eine integrierte elektronische Schaltung aufzukleben. Gelingt es, in Zukunft mikrotechnische fluidische Komponenten mit Einlegeteilen, also den Kontaktstiften, im Spritzgußverfahren herzustellen, ist die kostengünstige Herstellung fluidischer „Chips“ mit geringem Montageaufwand möglich.

Ventile

Die hier präsentierten Mikroventile eröffnen neue Perspektiven und Möglichkeiten für eine ganze Generation neuer Applikationen im Bereich der Mikrosystemtechnik. Das Ventil in der Betriebsart (c) kann zum Beispiel eine Kraft von 300 mN aufbringen. Eine solch hohe Kraft konnte von anderen Antriebskonzepten bei vergleichbarer Baugröße, Leistungsaufnahme und Hub bisher nicht erreicht werden.

Durch geringfügige Modifikation des Ventilaufbaues lassen sich auch andere Mikroaktoren realisieren:

Entkoppelt man das FGL-Bauteil vom Einfluß der druckabhängigen Anteile der konvektiven Kühlung, so ist es möglich, über die schmale Hysterese der rhomboedrischen Transformation einen elektrisch regelbaren Strömungswiderstand, ein Proportionalventil, zu realisieren. Legt man einen Druck, der kleiner als der Umgebungsdruck ist, an die zweite Druckkammer an, so kann das FGL-Bauteil die Membran gegen diesen Druck auslenken. Fügt man zwei passive Ventile hinzu, erhält man eine Pumpe, deren Druckbereich zwischen 500 und 1000 hPa liegen kann.

Nicht nur auf dem Gebiet der Mikrofluidik weist die vorgestellte Aktorik mit gewalzten Folien neue Wege auf. Stellglieder, Schalter und Greifer sind zum Beispiel unter Verwendung von FGL-Bauteilen aus mikrostrukturierter FGL-Folie realisierbar. Die Multifunktionalität der FGL-Bauteile ermöglicht komplexe Bewegungsmechanismen bei gleichzeitig kompaktem Aufbau. Die Technik des Laserschneidens ist in den letzten Jahren in dem Maße weiterentwickelt worden, daß der Industrie bald preisgünstigere Anlagen zur Strukturierung von FGL-Folien zur Verfügung stehen. Dann werden auch in zunehmendem Maße konventionelle Bauteile und Komponenten durch Mikroaktoren aus FGL-Folien ersetzt werden. Diese prognostizierte Entwicklung ist in Ansätzen heute schon an der Entwicklung von Herzkathetern aus FGL-Rohren erkennbar.

5.3 Membranaktoren mit FGL-Bauteilen aus gesputtertem Film

Das Skalierungsverhalten der spannungsoptimierten FGL-Bauteile wurde in Kapitel 5.1.4 anhand der Gleichung (5.19) untersucht. Überträgt man hiermit nun die Ergebnisse der Ventile mit gewalzten FGL-Folien (Kap. 5.2.3) auf gesputterte Filme mit einer Dicke von zum Beispiel 10 μm , so erhält man Ventile mit einem Membrandurchmesser von 400 μm . Hierbei ist in der nicht druckkompensierten Betriebsart (b) (siehe Abbildung 5.7) ein Differenzdruck von $p=1200$ hPa und in der druckkompensierten Betriebsart (c) von $p=4000$ hPa zu erwarten. Allerdings werden die Durchflußraten durch die geringen Strömungsquerschnitte reduziert. Aus dieser Abschätzung wird das Anwendungspotential von gesputterten Filmen deutlich.

Gerade im Dickenbereich von 5-10 μm wird die Verwendung von gesputterten FGL-Filmen auch auf Grund der geringen Aktormasse interessant, da hier schnelle Heiz- und Kühlzeiten zu erwarten sind. Zur Realisierung von Aktoren mit gesputterten FGL-Filmen wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Abhebetechnik entwickelt und charakterisiert. Mit dieser Technik wird ein Membranaktor realisiert, um ihre technische Umsetzbarkeit zu demonstrieren.

5.3.1 Abhebetechnik für gesputterte FGL-Filme

Die manuelle Handhabung der freitragenden Filme, so wie sie in Kapitel 3.2.3 beschrieben wurde, gestaltet sich für komplexere Strukturen sehr schwierig. Beim Entfernen des Lackes und dem anschließenden Aufkleben der Strukturen kommt es leicht zu einer Beschädigung der Strukturen. Um die Handhabung der freitragenden FGL-Bauteile zu verbessern und damit einen serientauglichen Herstellungsprozeß für dünne

FGL-Filme zu erhalten, wird eine Abhebetechnik entwickelt. Mit ihr sollen auf einem Prozeßsubstrat freitragende FGL-Bauteile hergestellt werden, die sich dann vom Substrat abheben und in entsprechende Mikrosysteme oder Komponenten einfügen lassen.

Zur Zeit existieren verschiedene Techniken, mit denen strukturierte FGL-Bauteile aus dünnem Film realisierbar sind und eine manuelle Handhabung nicht erforderlich ist. Sie lassen sich in drei Gruppen einteilen:

- 1.) Der NiTi-Film wird auf ein etwa 400 °C warmes Siliziumsubstrat aufgesputtert. Nachdem der NiTi-Film naßchemisch strukturiert ist, wird die Rückseite des Silizium ebenfalls naßchemisch strukturiert. Bei diesem Verfahren entstehen freitragende Filme, die stellenweise fest mit dem Silizium verbunden bleiben. [7,87]
- 2.) Auf bereits strukturierte Siliziumbalken wird ein NiTi-Film aufgesputtert und anschließend bei 480 °C und 600 °C getempert. Der Verbund aus Silizium und NiTi-Film stellt den Aktor dar. [88-90]
- 3.) Auf 40 µm dicke Polyimidfolie wird bei 400 °C ein NiTi-Film aufgesputtert und naßchemisch strukturiert. Das entstandene FGL-Bauteil verbleibt auf der Polyimidfolie. [91]

Bei den ersten zwei Techniken wird der duktile FGL-Film, mit seinen hohen realisierbaren Dehnungen, mit dem eher steifen Silizium kombiniert. Im Fall der ersten Technik kommt es hierdurch am Übergang zwischen freitragendem NiTi-Film und Silizium zu einer Spannungsüberhöhung, die zu einem vorzeitigen Versagen der Struktur führen kann. [81]

Bei der zweiten Technik wird die maximale Dehnung des FGL-Filmes nicht genutzt, da die maximal zulässige Dehnung von Silizium geringer ist als die von FGL-Filmen. Die Bruchdehnung von monokristallinem Silizium ist etwa 0,06 %. Die dritte Technik kombiniert zwar das NiTi mit einem hochflexiblen Kunststoff, dieser ist für den in der Arbeit verwendeten FGL-Film aber nicht geeignet, da er bei der notwendigen Konditionierungstemperatur von 550 °C zerstört würde.

Bei der hier entwickelten Abhebetechnik kann dieser generelle Nachteil der Kombination von FGL-Filmen mit steifen oder thermisch instabilen Materialien vermieden werden. Die grundlegende Idee der neuen Technik ist die Verwendung eines Substrates, welches nur zum Prozessieren der FGL-Bauteile dient, und von dem aus die FGL-Bauteile über ein Abheben in den Mikroaktor eingefügt werden. Hierdurch ist die Kombination von FGL-Bauteilen mit flexiblen, aber nur begrenzt temperaturstabilen Kunststoffen ($T < 200$ °C) als Aktorgrundmaterial möglich.

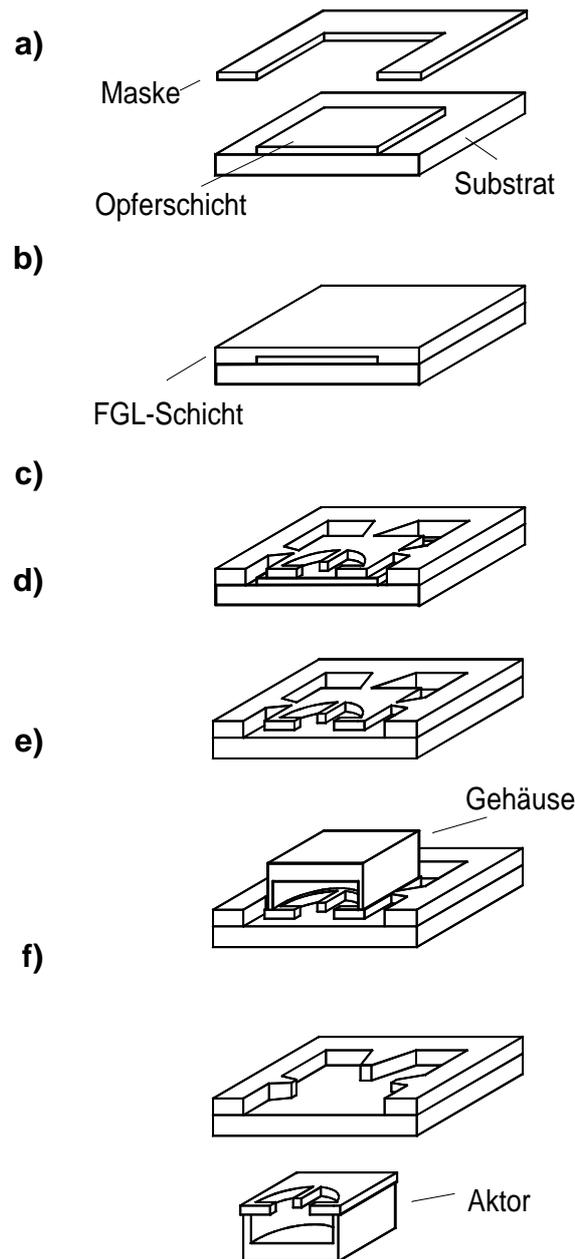


Abbildung 5.23: Abhebetechnik für gesputterte FGL-Filme

In Abbildung 5.23 ist der gesamte Prozeß der hier für FGL-Bauteile entwickelten Abhebetechnik dargestellt. Als Substrat für die Prozessierung der Filme dient Al_2O_3 -Sinterkeramik ($58 \times 29 \times 0,6 \text{ mm}^3$). Sie zeichnet sich durch eine Reihe von günstigen Eigenschaften aus. Al_2O_3 -Sinterkeramik ist chemisch inert gegenüber der elektrolytischen Ätzlösung, ist bis mindestens $800 \text{ }^\circ\text{C}$ thermisch stabil, zeigt eine gute Haftung zu NiTi-Filmen und hat einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von $8 \times 10^{-6}/\text{K}$. Dieser ist nur um etwa $2 \times 10^{-6}/\text{K}$ kleiner als der von NiTi, wodurch beim Konditionieren des NiTi-Films die thermisch induzierten Spannungen klein bleiben.

Im ersten Schritt a) wird dieses Substrat durch eine Maske hindurch mit einer Opferschicht aus 300 nm dickem Gold besputtert. Das Verwenden einer Maske erspart ein naßchemisches Strukturieren der Opferschicht und reduziert dadurch die Anzahl der Prozeßschritte. Die Korrosivität der verwendeten Ätzlösung erfordert den Einsatz von Gold als Opferschicht, da es das einzige verfügbare Metall ist, das sich beim elektrolytischen

Photoätzen nicht auflöst, sich aber dennoch gegenüber NiTi selektiv entfernen läßt. Eine intakte Opferschicht ist für das rückstandsfreie Ätzen der Strukturen erforderlich, denn nur wenn die Opferschicht beim Ätzen nicht aufgelöst wird, bleiben die zu entfernenden Stellen des NiTi mit dem übrigen Material elektrisch verbunden und werden geätzt. Die Goldopferschicht wird bei 800 °C / 1h getempert. Dies sorgt für ein Rekristallisieren, wodurch das Gold mit der verwendeten Ätzlösung reproduzierbar zu entfernen ist. Bei amorph gesputterten Goldfilmen kann es zu einem Versagen der Ätze kommen, wodurch sich die FGL-Bauteile nicht mehr vom Substrat lösen würden.

In Schritt b) wird jetzt die NiTi-Schicht ganzflächig auf das Substrat aufgesputtert, und anschließend bei 550 °C eine Stunde im Vakuum rekristallisiert.

Anschließend wird in Schritt c) die NiTi-Schicht mit dem elektrolytischen Photoätzen strukturiert. Der Lack kann dabei entweder in einem Tauchverfahren (dip coater) aber auch mit einem Schleuderverfahren (spin coater) aufgebracht werden. Bei einem Spin Coater wird der Lack auf ein sich drehendes (500-3000 U/min.) Substrat aufgebracht. Das Belacken, Belichten und Entwickeln der Substrate, sowie das Entfernen des Lackes ist zu etablierten Prozessen der Mikrostrukturtechnik voll kompatibel und wird auf bestehenden Anlagen durchgeführt.

In dem nun folgenden Schritt d) wird die Gold-Opferschicht herausgelöst und man erhält freitragende FGL-Bauteile, die über Haltestege mit nicht strukturiertem Film verbunden bleiben, der seinerseits noch auf dem Substrat haftet. Als Ätzmittel für das Gold wird eine wäßrige Lösung aus 200 g/l Kaliumjodid und 100 g/l Iod verwendet, die den NiTi-Film nicht angreift.

Schließlich wird in Schritt e) das Aktorgehäuse auf das freitragende FGL-Bauteil aufgeklebt. Dabei kann sich die Polyimidmembran, wie sie für den Membranaktor benötigt wird, bereits auf dem Aktorgehäuse befinden. Die Kapillarklebetchnik wird für diese Verbindung angewendet. Hierbei wird das Gehäuse auf den FGL-Film gelegt und dann der Klebstoff dosiert von der Seite an den Klebespalt herangeführt. Er zieht sich dann auf Grund von Kapillarkräften in den Klebespalt. Durch die Klebstoffmenge kann die gewünschte Größe der Klebefläche erreicht werden.

Abschließend wird in Schritt f) das Gehäuse mit dem FGL-Bauteil vom Substrat abgehoben. Hierzu werden zunächst die Haltestege manuell aufgetrennt und der Aktor kann vom Substrat entfernt werden. Das manuelle Auftrennen kann bei entsprechend schwacher Auslegung der Haltestege entfallen, da hier beim Entfernen der Aktoren vom Substrat die Stege aufbrechen und das FGL-Bauteil freigeben.

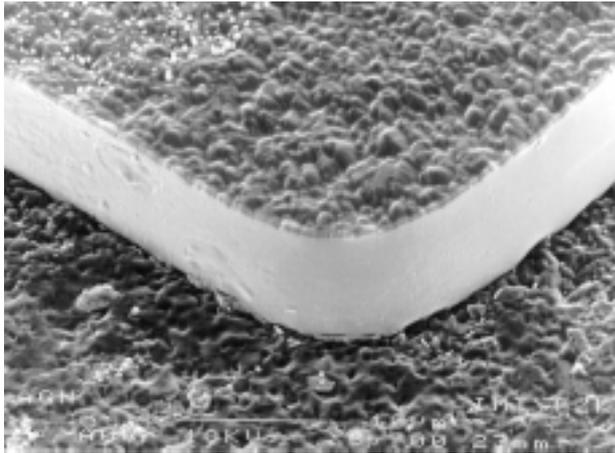


Abbildung 5.24: Ätzflanke einer NiTi-Struktur mit 8 μm Dicke auf Al_2O_3 -Substrat.

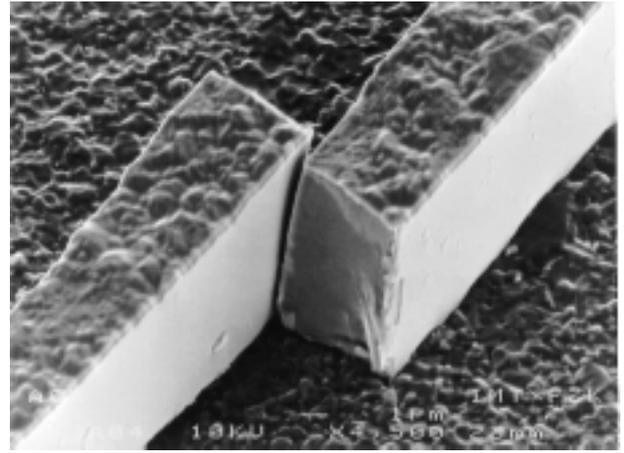


Abbildung 5.25: NiTi-Balken mit einer Balkenbreite von 5 μm und einer Dicke von 8 μm .

Die mit dieser Technik erreichte Strukturqualität ist in Abbildung 5.24 und Abbildung 5.25 dargestellt. Abbildung 5.24 zeigt die Ätzflanke einer 8 μm dicken NiTi-Struktur, die sich noch auf dem Substrat befindet. Abbildung 5.25 zeigt einen 5 μm Breiten und 8 μm dicken Balken. Zur Darstellung des Querschnittes wurde der Balken in der Mitte auseinander gebrochen. Diese minimal erreichbare Strukturbreite entspricht etwa dem 0,6fachen der Filmdicke. Die Maßgenauigkeit beträgt im derzeitigen Entwicklungsstand des Ätzverfahrens 5% der Filmdicke. Die minimale Grabenbreite beträgt etwa das 1,5fache der Filmdicke.

Mit der Abhebeteknik wurden Doppelbiegebalken als Teststrukturen hergestellt und charakterisiert, um den Einfluß der Abhebeteknik auf die FG-Eigenschaften zu überprüfen. Die Balkenbreite w ist 230 μm , die Dicke h ist 8 μm und die Länge l ist 2500 μm . (siehe auch Kap. 3.5)

In Abbildung 5.26 sind der spezifische Widerstand und die Auslenkung eines Doppelbiegebalkens bei homogener Temperierung dargestellt. Die auf die Spitze des Balkens wirkende Kraft ist 95 μN . Die maximale Randspannung an der Einspannstelle beträgt dabei 50 MPa. Die schmale Hysterese von etwa 3 K, die bei der Widerstandskennlinie (a) und der Auslenkungskennlinie (b) auftritt ist charakteristisch für eine reine Transformation zwischen rhomboedrischem und austenitischem Gefüge. In Abbildung 5.27 ist der spezifische Widerstand und die Auslenkung des gleichen Doppelbiegebalkens bei direktem Beheizen mit einem elektrischen Strom dargestellt. Die Messung wird an Luft bei einer Raumtemperatur von 22° C durchgeführt. Der Widerstand zeigt die gleiche schmale Hysterese, wie sie bei der homogenen Temperierung zu beobachten ist.

Die Teststrukturen weisen die gleiche Charakteristik in Widerstand und Auslenkung auf wie die Teststrukturen in Kapitel 4.4, die aus freitragenden Filmen hergestellt wurden. Im Vergleich zu diesen Teststrukturen kommt es hier zu einer Erhöhung der Transformationstemperaturen um etwa 10 K. Die Verschiebung kann auf die Variation der chemischen Zusammensetzung, Gitterbaufehler, unterschiedlichen Sauerstoffgehalt und die abweichende Konditionierung zurückgeführt werden. Durch die Schwankung der Qualität des Ausgangsmaterials läßt sich kein eindeutiger Zusammenhang zwischen der

Abhebeteknik und den Transformationstemperaturen feststellen. Der FG-Effekt und die schmale Hysterese des Materials bleiben also auch beim Einsatz der Abhebeteknik erhalten.

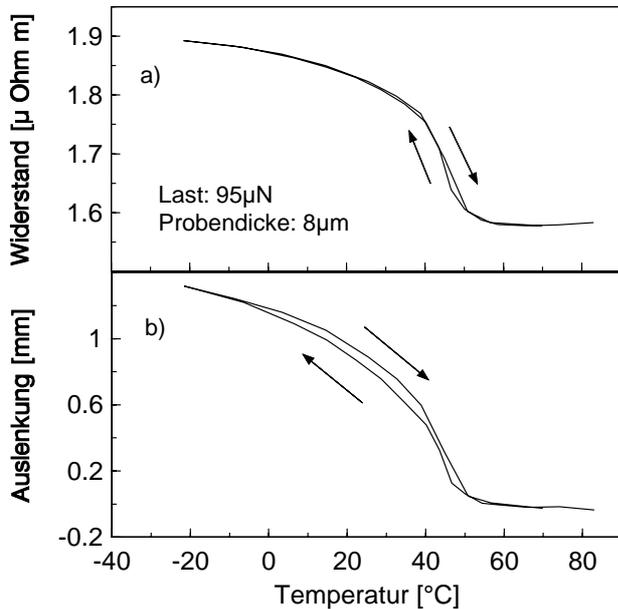


Abbildung 5.26: Spezifischer Widerstand und Auslenkung eines Doppelbiegebalkens aus gesputterter NiTi-Folie in Abhängigkeit der Temperatur.

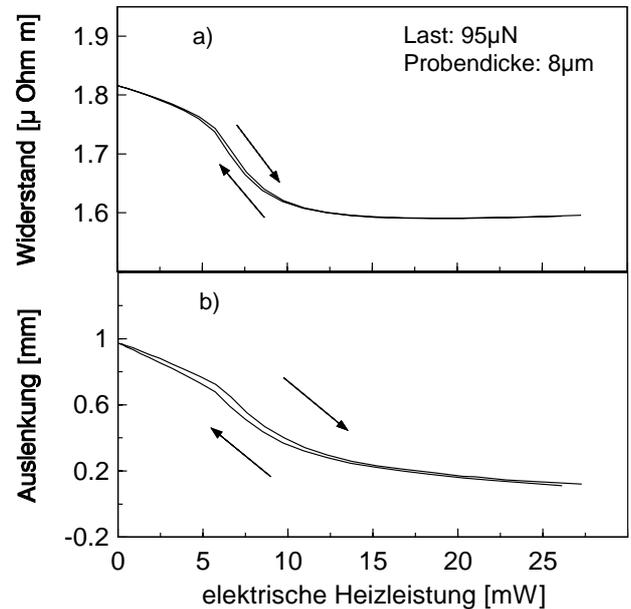


Abbildung 5.27: Spezifischer Widerstand und Auslenkung eines Doppelbiegebalkens aus gesputterter NiTi-Folie in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung.

Abbildung 5.28 zeigt den Vergleich der Auslenkungskennlinien bei homogener Temperierung mit einer Last von $95 \mu\text{N}$ und im lastfreien Zustand. Die mit der Abhebeteknik hergestellten Teststrukturen sind genauso wie die aus freitragendem Film gefertigten Teststrukturen im lastfreien Zustand nach oben gekrümmt. Dies ist an der negativen Auslenkung zu erkennen. Obwohl das Material der Teststruktur nur für den Ein-Weg-Effekt konditioniert wurde, zeigt sich dennoch ein Zwei-Weg-Effekt. Im lastfreien Zustand weist der Balken während des Zyklrierens einen Hub von $250 \mu\text{m}$ auf, der lediglich durch den Zwei-Weg-Effekt (TWE) hervorgerufen wird. Bei einer Last von $95 \mu\text{N}$ erreicht der Balken einen Hub von $1300 \mu\text{m}$, der sich aus dem Hubanteil des Zwei-Weg-Effektes und des Ein-Weg-Effektes (OWE) zusammensetzt.

Der Zwei-Weg-Effekt weist im Gegensatz zu den freitragend hergestellten Strukturen aus Kapitel 4.4. hier eine entgegengesetzte Richtung auf. Die Strukturen der Abhebeteknik strecken sich beim Erhöhen der Temperatur über die Transformationstemperatur, während sich die freitragend hergestellten Strukturen einrollen. Dieser Effekt ist auf die unterschiedlichen Spannungsverteilungen in den Filmen beim Herstellungsprozeß zurückzuführen. Bei der Herstellung der Filme mit der Abhebeteknik wird sowohl beim Aufspütern als auch beim Tempern der Filme bedingt durch die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten ein Spannungsprofil in die Filme eingebracht. Es führt zu einer Bildung von gerichteten Martensitvarianten, die für den Zwei-Weg-Effekt verantwortlich sind. Die quantitative Bestimmung dieses Effektes in den Strukturen der Abhebeteknik wird derzeit untersucht.

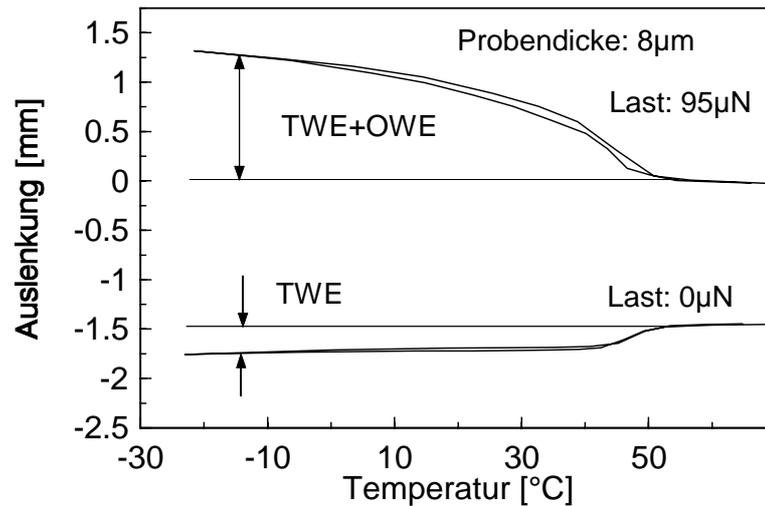


Abbildung 5.28: Anteile des Zwei-Weg-Effektes (TWE) und des Ein-Weg-Effektes (OWE) am Hub.

5.3.2 Membranaktor

Auf Basis der gesputterten Teststrukturen wird nun genau wie bei den gewalzten Folien ein Membranaktor aufgebaut. Abbildung 5.29 zeigt ein spannungsoptimiertes FGL-Bauteil aus 8µm dicker Folie direkt nach dem elektrolytischen Ätzen. Die Ätztvorlage ist im Anhang (Kap 7.2.3.) dargestellt. Die Dimensionierung erfolgt mit dem in Kapitel 5.1 beschriebenen Modell für einen Druck von 200 hPa und eine maximale Spannung von 240 MPa. Mit der maximalen Balkenbreite von 500 µm und einem Durchmesser der Druckkammer von 2 mm lassen sich 10 spannungsoptimierte Balken in der Struktur unterbringen.

Das FGL-Bauteil ist über 6 Haltestege mit dem umliegenden Film verbunden. Da sich nur unter dem Bauteil die Opferschicht aus Gold befindet und der umliegende Film direkt mit dem Substrat verbunden ist, entsteht nach dem Herauslösen des Goldes das freitragende Bauteil, welches über die

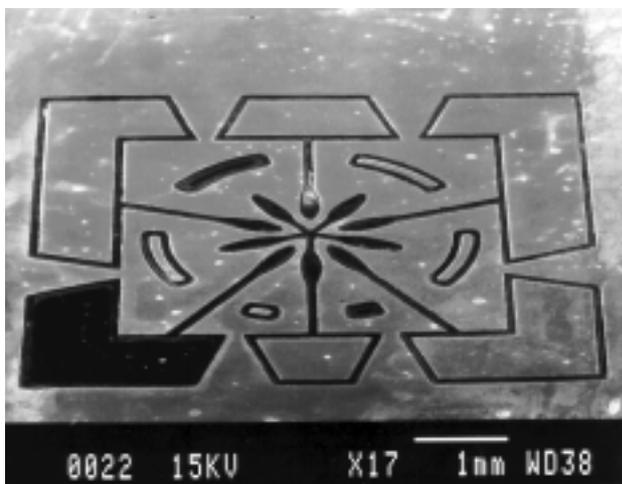


Abbildung 5.29: Auf dem Substrat strukturierte NiTi-Folie für den Einsatz in einem Membranaktor.

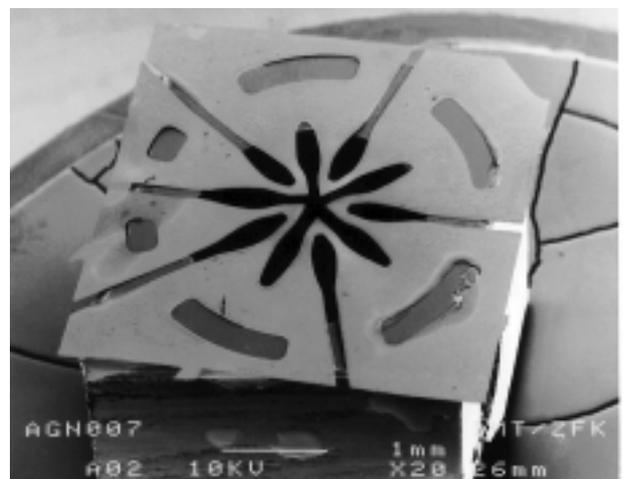


Abbildung 5.30: Membranaktor mit strukturierter NiTi-Folie nach dem Abheben der Folie vom Substrat.

Haltestege fixiert ist. Nun wird das Aktorsubstrat aufgeklebt und mit dem FGL-Bauteil vom Prozeßsubstrat abgehoben. Die Optimierungsparameter und Dimensionen des FGL-Bauteiles sind in Tabelle 5.4 aufgeführt

In Abbildung 5.30 ist der Membranaktor mit dem abgehobenen FGL-Bauteil dargestellt. Er besteht aus einer PMMA-Basisplatte, in die mit mechanischer Mikrofertigung eine Druckkammer eingebracht ist. Im Anhang (Kap.7.2.2) ist die Fertigungszeichnung der Basisplatte dargestellt. Über die Druckkammer ist eine 3 μm dicke Polyimidmembran geklebt. Die elektrischen Kontakte werden mit dem Wedge-Wedge-Bondverfahren realisiert. Die Aufbau- und Verbindungstechnik entspricht mit Ausnahme der Abhebetchnik der Herstellung der Membranaktoren mit gewalzter FG-Folie, die in Kapitel 5.2.1 beschrieben wurde.

Zur Charakterisierung wird der Aktor im Betriebsmodus (a) (siehe Kap. 5.2.1) betrieben, bei dem an die Membran ein konstanter Differenzdruck angelegt wird.

Tabelle 5.4. Optimierungsparameter und Dimensionen des spannungsoptimierten Aktors aus gesputtertem Film

Balkengeometrie	Breite	W_{max}	500 μm
		W_{min}	100 μm
	Länge	l	800 μm
	Höhe	h	8 μm
	Anzahl der Balken	n	10
Membran	Durchmesser	r	1000 μm
Belastungsfall	Differenzdruck	p_{opti}	200 hPa
	maximal zulässige Randspannung	σ_{max}	240 MPa

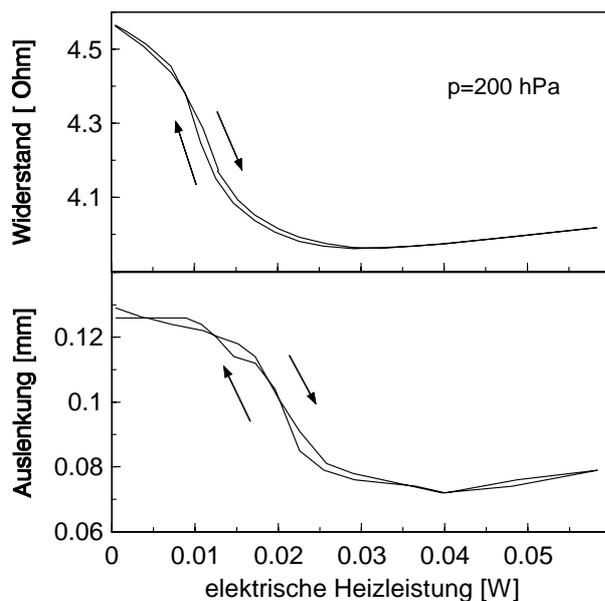


Abbildung 5.31: Widerstand und Auslenkung in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung P_{el} für einen spannungsoptimierten Membranaktor mit

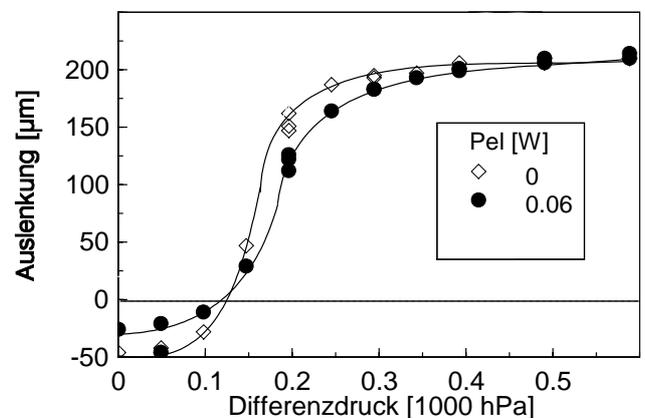


Abbildung 5.32: Auslenkung der Membranmitte eines spannungsoptimierten Aktors in Abhängigkeit des Differenzdruckes p bei einer konstanten Heizleistung (P_{el}

gesputtertem FGL-Film. $p=200$ hPa.

$=0,06$ W) und ohne Ansteuerung ($P_{el} = 0$).

Abbildung 5.31 zeigt den elektrischen Widerstand des FGL-Bauteiles und die Auslenkung der Membranmitte in Abhängigkeit der elektrischen Heizleistung für einen Differenzdruck von 200 hPa. Im Widerstand zeigt sich eine schmale Hysterese, wie sie auch bei den Doppelbiegebalken in Abbildung 5.26 zu finden ist. Die Auslenkung zeigt bei diesem Druck ebenfalls eine schmale Hysterese, welche durch die einstufige Transformation zwischen austenitischem und rhomboedrischem Gefüge zustande kommt.

Der maximale Hub beträgt $50 \mu\text{m}$ und wird bei einer elektrischen Leistungsaufnahme von 30 mW erreicht. Die mechanische Arbeit, die aus dem Produkt von Hubvolumen und Druck bestimmt wird beträgt $1,3 \mu\text{Nm}$. Die spezifische Arbeit des Aktor bestimmt sich aus der verrichteten Hubarbeit und dem Volumen der Balken. Es beträgt bei 200 hPa 50 mJ/cm^3 und entspricht dem 5fachen Wert von Aktoren aus Stapelpiezokeramik. [83]

Für die Untersuchung der Druckabhängigkeit der Auslenkung wird der Aktor bei konstantem Druck zwischen einer elektrischen Leistung von $P_{el}=60 \text{ mW}$ und $P_{el}=0 \text{ mW}$ zyklert. Die Messung der Auslenkung erfolgt im thermisch stationären Zustand bei einer Umgebungstemperatur von $22 \text{ }^\circ\text{C}$. Abbildung 5.32 zeigt die Auslenkung im rhomboedrischen Gefüge ($P_{el}=0 \text{ mW}$) und im austenitischen Gefüge ($P_{el}=60 \text{ mW}$) in Abhängigkeit des anliegenden Differenzdruckes. Im rhomboedrischen Gefüge steigt die Auslenkung zwischen $0\text{-}150 \text{ hPa}$ progressiv, und zwischen $150\text{-}350 \text{ hPa}$ degressiv mit dem Druck an und erreicht seinen Höchstwert von $200 \mu\text{m}$ bei 350 hPa . Zwischen 350 hPa und 600 hPa bleibt die Auslenkung konstant. Im austenitischen Gefüge ist ohne Differenzdruck ein Offset von $20 \mu\text{m}$ zu beobachten, von dem beginnend die Auslenkung zunächst progressiv, dann degressiv bis zu einer maximalen Auslenkung von $200 \mu\text{m}$ bei 600 hPa ansteigt. Der Offset resultiert aus der thermischen Ausdehnung des Substrates und den unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Membran ($30 \times 10^{-6}/\text{K}$) und des FGL-Bauteiles ($10 \times 10^{-6}/\text{K}$). Da das FGL-Bauteil nur 2,7mal dicker ist als die Polyimidmembran, beeinflusst die thermisch bedingte Ausdehnung der Membran die Auslenkung hier wesentlich stärker als bei Membranaktoren mit $100 \mu\text{m}$ dicken Balken aus gewalzter Folie, die in Kapitel 5.2.2 untersucht wurden.

Zwischen $0\text{-}125 \text{ hPa}$ überwiegt die thermisch bedingte Auslenkung den FG-Effekt, oberhalb von 125 hPa überwiegt der FG-Effekt und führt zu einem Rückstellen der Membran im angesteuerten Zustand. Der resultierende Hub steigt oberhalb von 125 hPa an, erreicht sein Maximum von $65 \mu\text{m}$ bei einem Druck von 175 hPa , um dann bis auf Null bei 550 hPa abzufallen. Der Einfluß der Membran ist sowohl im austenitischen als auch im rhomboedrischen Gefüge nicht vernachlässigbar. Die Charakteristik des Aktors läßt sich mit den in Kapitel 5.1.2 und 5.1.3 beschriebenen Modellen nicht mehr erfassen, da sie den starken thermischen und mechanischen Einfluß der Membran auf das Verhalten des Verbundes nicht mit berücksichtigen. Desweiteren werden die Balken nicht wie ein im Modell angenommener Kragträger durchbogen. Der Verbund wird vielmehr S-förmig deformiert. Daher ist bei der weiteren Entwicklung von Dünnschichtaktoren zur Dimensionierung eine FEM-Berechnung einzusetzen, bei der auch der thermische und mechanische Einfluß der Membran mit bestimmt werden kann.

Der Membranaktor demonstriert die Eignung der Abhebetechnik für die Mikrosystemtechnik. Mit ihr ist es möglich, FGL-Bauteile mit hochflexiblen Materialien, hier ist es eine dünne Polyimidmembran, zu kombinieren. Mit den bestehenden Techniken war

dies bisher nicht möglich gewesen. Die erzielten Leistungsdaten des Aktors von 50 μm Stellweg, einer Druckdifferenz von 200 hPa, die auf die gesamte Membranfläche wirkt, und der erforderlichen Heizleistung von 30 mW machen das Potential von Aktoren aus dünnen gesputterten FGL-Filmen deutlich.

Die elektrische Ansteuerung des Aktors ist mit einfachen Komponenten der Halbleiterelektronik möglich, da die maximale Spannung 50 mV und der maximale Strom 120 mA betragen.

5.3.3 Zusammenfassende Bewertung

Abhebetechnik

Erst die neu entwickelte Abhebetechnik ermöglicht die Kombination von FGL-Filmen mit mikrostrukturierten Kunststoffkomponenten, wie sie zum Beispiel mit der LIGA-Technik herzustellen sind. Dadurch können neue Aktorkonzepte realisiert werden, die sich mit kostengünstigen Abformtechniken herstellen lassen. Die Abhebetechnik baut auf bestehenden Techniken und Prozessen der Mikrostrukturtechnik auf und ist somit schnell in eine bestehende Prozeßlinie zu integrieren. Das hier eingesetzte elektrolytische Photoätzen läßt sich ebenfalls leicht in den Herstellungsprozeß integrieren.

Durch das separate Prozessieren der FGL-Filme auf einem Keramiksubstrat erreicht man eine problemlose Konditionierung der Filme, muß diese jedoch durch Klebetechniken in den Aktor integrieren. Dies bedeutet zusätzlichen Montageaufwand. Die FGL-Bauteile der vorgestellten Prototypen wurden mit Kapillarklebetechnik in den Aktor integriert. Der bisher manuelle Vorgang des Klebens läßt sich bei zukünftigen Entwicklungen durch eine automatisierbare Klebetechnik realisieren. Dabei ist das Verkleben im Nutzen möglich. Hierzu kann zum Beispiel bei der Strukturierung der FGL-Filme ein PMMA-Lack verwendet werden. Der strukturierte Lack verbleibt nach dem Ätzen auf den FGL-Bauteilen, wodurch diese mit PMMA-Substraten verschweißt werden können. Gelingt es, diesen Prozeß zu realisieren, so erhält man eine einfache Technik mit wenigen Prozeßschritten, wodurch die Herstellungskosten niedrig gehalten werden und die Ausbeute gesteigert wird.

FG-Eigenschaften

Im Kapitel 4.4 wurde dem Zwei-Weg-Effekt aufgrund seiner aufwendigen Konditionierung eine untergeordnete Stellung in der Mikrosystemtechnik zugeordnet. Dies ist generell auch richtig. Betrachtet man jedoch die Teststrukturen der Abhebetechnik, so zeigen diese einen Zwei-Weg-Effekt, ohne zuvor im eingerollten Zustand getempert worden zu sein. Wenn der genaue Zusammenhang zwischen Zwei-Weg-Effekt und den Sputterparametern, dem Substrat und der Konditionierung verstanden ist, können FGL-Bauteile mit gezielten TWE-Eigenschaften hergestellt werden. Der Zwei-Weg-Effekt in NiTi-Legierungen kann bei einmaligem Zyklus bis zu 6 % Dehnung betragen, bei einer Zyklenzahl von 10^6 ist die Herstellung von Mikroaktoren mit einer Dehnung von etwa 0,5 % zu erwarten. [92] Diese Aktoren können dann zum Beispiel die „klassischen“ Antriebselemente aus Bimetall mit elastischen Dehngrenzen von etwa 0,1 % ersetzen [93] und ganz neue Anwendungen ermöglichen. Daher ist nicht nur der Ein-Weg-Effekt,

sondern auch der Zwei-Weg-Effekt in Kombination mit der Abhebetechnik ein attraktives Antriebskonzept für die Realisierung zukünftiger Anwendungen in der Mikromechanik.

Membranaktor

Der vorgestellte Membranaktor eröffnet durch seine Leistungscharakteristik neue Anwendungsgebiete in der Mikrosystemtechnik. Durch Weiterentwicklung lassen sich Membranventile, Pumpen oder auch Dosiersysteme realisieren, deren Druck- und Auslenkungsbereich den Einsatz von fluidischen Mikroaktoren erst interessant macht.

Mit Gleichung 5.23 lassen sich die zu erwartenden Heiz- und Kühlzeiten der hier vorgestellten Membranaktoren bei einem Druck von 200 hPa abschätzen. Hiernach ergibt sich bei einer elektrischen Heizleistung von 200 mW eine Heizzeit von 60 ms. Die Kühlzeit beträgt 400 ms. Diese Zeiten lassen die Entwicklung von Mikroaktoren mit relativ schnellen Ansprechzeiten zu.

Die geringen Anforderungen sowohl an den Strom als auch an den Spannungsbedarf lassen den Einsatz von Membranaktoren in einfachen elektrischen Schaltungen zu. Auch ist der Einsatz der Aktoren in autarken, batteriebetriebenen Systemen ohne großen Aufwand möglich, da keine elektronische Spannungserhöhung oder Stromverstärkung erforderlich ist.

Durch die volle Kompatibilität zu bereits bestehenden Techniken der Mikrosystemtechnik, insbesondere der LIGA-Technik, ist eine schnelle Umsetzung von Produktideen zu erwarten. In Abbildung 5.33 ist zum Beispiel eine mit der Abhebetechnik hergestellte Aktorkomponente dargestellt, mit der bistabile Ventile oder auch leistungsstarke Pumpen realisiert werden sollen.

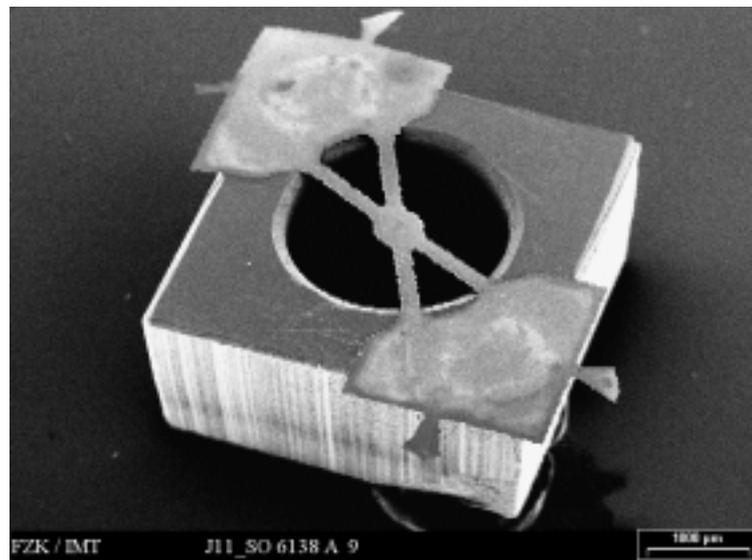


Abbildung 5.33: Aktorkomponente zur Realisierung von Ventilen und Pumpen. Der Membrandurchmesser beträgt 2 mm, die Stegbreite des FGL-Bauteiles ist 150 µm.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit werden erstmals FGL-Mikrobauteile mit spannungsoptimierter Geometrie entworfen, durch Mikrostrukturierung aus kaltgewalzter Folie und gesputtertem Film hergestellt und mit strukturierten Kunststoffkomponenten kombiniert. Mikroventile mit gewalzter Folie werden so als Demonstratoren zum Nachweis der Einsatzmöglichkeiten derartiger Mikroaktoren aufgebaut und charakterisiert. Mikrostrukturierte FGL-Bauteile aus gesputterten FGL-Filmen werden ebenfalls erstmals mit strukturierten Kunststoffkomponenten kombiniert. Die Funktionalität der hierfür entwickelten Abhebetchnik wird an einem Membranaktor nachgewiesen.

Da an Materialkenngrößen von Formgedächtnislegierungen, die für die Mikrosystemtechnik wichtig sind, ein großes Defizit besteht, wird ein Meßstand zur elektro-thermomechanischen Charakterisierung von Mikrostrukturen aus FG-Legierungen aufgebaut. Zur Mikrostrukturierung der FG-Legierungen werden in Kooperationen das Laserschneiden und das elektrolytische Photoätzen weiterentwickelt, um mit ihnen Biegeteststrukturen und Bauteile für Mikroaktoren herzustellen. Beide Verfahren, das Laserschneiden und das elektrolytische Ätzen, sind für die Herstellung von Mikroaktoren aus FG-Folien und FG-Filmen geeignet. Für die Strukturierung von Folien mit Dicken von 40 -160 μm ist auf Grund des größeren Aspektverhältnisses das Laserschneiden zu wählen. Bei Dicken unter 40 μm ist dagegen wegen den geringeren erreichbaren lateralen Strukturabmessungen das elektrolytische Ätzen vorzuziehen.

Zur Aktorentwicklung werden in der Arbeit drei verschiedene FG-Legierungen eingesetzt, die zum Teil in Zusammenarbeit mit den Herstellern entwickelt werden: Kaltgewalzte Folien aus NiTi-50,3 at.% mit einer Ausgangsdicke von 157 μm und aus NiTi-50 at.% mit einer Dicke von 100 μm , sowie gesputterte NiTi-Filme mit einer Dicke von 8 μm .

Die gewalzten Folien zeigen beim Erwärmen eine einstufige Transformation vom Martensit zum Austenit und beim Abkühlen eine zweistufige Transformation vom Austenit über die R-Phase zurück in den Martensit. Ihre Starttemperatur und Endtemperatur sind bei Folien aus NiTi-50,3 at.% $R_s=67\text{ }^\circ\text{C}$ und $M_f=-40\text{ }^\circ\text{C}$ und bei Folien aus NiTi-50 at.% $R_s=42\text{ }^\circ\text{C}$ und $M_f=14\text{ }^\circ\text{C}$. Die gesputterten Filme zeigen sowohl beim Aufwärmen als auch beim Abkühlen eine einstufige Transformation zwischen Austenit und R-Phase, die bei 29 $^\circ\text{C}$ beginnt und bei 20 $^\circ\text{C}$ abgeschlossen ist. Diese drei Materialien zeigen nach einer hier durchgeführten Charakterisierung, daß sie auf Grund ihrer Transformationstemperaturen und mechanischen Eigenschaften für die Herstellung von Mikroaktoren geeignet sind.

An mikrostrukturierten Biegebalken aus gewalzter Folie mit Balkenbreiten von 100 μm und Balkenlängen von mehreren mm kann ein linearer Zusammenhang zwischen anliegender mechanischer Spannung und dem Anstieg der Transformationstemperaturen nachgewiesen werden. Dies ist in Übereinstimmung mit dem Verhalten, das bei makroskopischen Probengeometrien beobachtet wurde.

Untersuchungen des FG-Effektes an Teststrukturen, die durch chemisches Dünnen von einer 157 μm dicken Folie aus NiTi-50,3 at.% hergestellt wurden, zeigen im Dickenbereich zwischen 157 μm und 20 μm ein Absinken der Transformationstemperaturen, von bis zu 8 K, in Abhängigkeit der Foliendicke. Die ermittelte geringe Dickenabhängigkeit der Transformationstemperaturen zeigt, daß

der FG-Effekt selbst bei Folien mit einer Dicke im Bereich der Korngrößen nahezu unverändert erhalten bleibt und der Einsatz von chemisch gedünnten Folien in der Mikroaktorik möglich ist.

Bei der Dimensionierung von FGL-Bauteilen muß auf eine möglichst homogene Spannungsverteilung geachtet werden, da hierdurch erst der FG-Effekt effektiv ausgenutzt werden kann. Für diese Spannungsoptimierung der FGL-Bauteile wird ein analytisches Rechenverfahren eingesetzt. Die Idee der Optimierung ist die Anpassung der Bauteilgeometrie, hier sind es Biegebalken, an den Belastungsfall, so daß an der Oberfläche der Balken entlang der Balkenlänge eine möglichst konstante Spannung anliegt. Der Vergleich zwischen einem Membranaktor, mit spannungsoptimierten Balken und einem Referenzaktor, der aus parallelen Balken mit konstanter Breite besteht, zeigt die Vorteile einer solchen Optimierung. Bei identischem Differenzdruck weist der optimierte Aktor im Austenit eine 5fach geringere Maximalspannung auf als die Referenz. In beiden Fällen wird mit einer vergleichbaren Heizleistung ein vergleichbarer Relativhub erreicht. Der maximal zulässige Druck, der durch die zulässige Randspannung bestimmt wird, ist beim optimierten Aktor 5mal größer als bei der Referenz. Durch die homogene Spannungsverteilung kann die Bildung von spannungsinduziertem Martensit vermieden werden. Darüber hinaus läßt die homogene Belastung der FGL-Bauteile bei geringen Spannungswerten geringe Alterungseffekte und hierdurch eine große Anzahl an Lastwechseln erwarten.

Eine hinreichende Erwärmung von FGL-Bauteilen über die Transformationstemperatur A_s ist stets erforderlich. Bei spannungsoptimierten FGL-Bauteilen, die direkt mit einer elektrischen Leistung beheizt werden, wird das Temperaturprofil mit einem Infrarot-Mikroskop aufgenommen. Obwohl die Balkenbreite der Bauteile bis um das 5,5fache variiert, zeigt sich eine hinreichend homogene Erwärmung über die Transformationstemperatur, ohne daß es hierbei zu einer lokalen Überhitzung des Bauteiles kommt.

Für die Herstellung der Aktoren werden etablierte Techniken und Verfahren der Mikrostrukturierungs-, Aufbau- und Verbindungstechnik eingesetzt. Damit wird die Kompatibilität der zur Realisierung von FGL-Aktoren eingesetzten Techniken zur Mikrosystemtechnik demonstriert.

Mit spannungsoptimierten FGL-Bauteilen aus gewalzter Folie werden zwei Ventiltypen hergestellt und nachfolgend charakterisiert. Sie bestehen aus einer PMMA-Grundplatte, einer Polyimidmembran mit einem Durchmesser von 4 mm und dem FGL-Bauteil.

Bei der ersten Ventilvariante wirkt der Differenzdruck im geöffneten Zustand auf die gesamte Membran. In diesem Zustand wird bei einem Differenzdruck von 1200 hPa ein Durchfluß von 1600 sccm erreicht. Hierbei schließt das Ventil oberhalb einer elektrischen Heizleistung von 220 mW, unterhalb von 55 mW öffnet es wieder. Bei noch höheren Drücken kann das Ventil selbst bei größeren Heizleistungen nicht mehr geschlossen werden.

Bei der zweiten Variante liegt der Druck im geschlossenen Zustand nur über dem Dichtring des Ventilsitzes an. Das Ventil kann hier gegen eine Druckdifferenz von 4000 hPa schließen. Im geöffneten Zustand wird durch einen fluidischen Kurzschluß und einen fluidischen Widerstand der auf die Membran wirkende Druck teilweise ausgeglichen. Der Druck von 4000 hPa entspricht hier einer Kraft von 300 mN, die vom FGL-Bauteil aufgebracht wird. Diese Aktorkraft wurde bei vergleichbarem Hub, Baugröße und Leistungsaufnahme von anderen Antriebskonzepten bisher noch nicht erreicht.

Abgesehen von der schaltbaren Druckdifferenz zeigen beide Ventiltypen ein ähnliches Verhalten. Die Leistungshysterese zwischen dem Öffnen und dem Schließen der Ventile ist bei beiden Typen

durch die unterschiedlichen Kühlmechanismen des FGL-Bauteiles begründet. Sie setzen sich aus einem durchflußabhängigen konvektiven Anteil und einem konduktiven Anteil zusammen. Schließ- und Öffnungszeiten sind wichtige Ventilcharakteristika und bestimmen den möglichen Einsatzbereich. Sie werden für die erste Ventilvariante untersucht. Die Schließzeit steigt bei einer Ansteuerleistung von 450 mW ausgehend von 0,5 s, bei 400 hPa, bis auf 1 s, bei 1200 hPa, an. Die Öffnungszeit ist von der Heizleistung unabhängig und sinkt mit zunehmendem Differenzdruck von 2 s, bei 400 hPa, bis auf 1 s, bei 1200 hPa, ab.

Die erzielten Durchfluß- und Druckbereiche übertreffen die Spezifikationen bisheriger Mikroventile bei gleicher Baugröße und Leistungsaufnahme. Daraus leitet sich ein hohes Anwendungspotential von mikrostrukturierten FGL-Bauteilen aus gewalzter Folie für die Mikromechanik ab, insbesondere für zeitunkritische Anwendungen.

Ausgehend von den hier vorgestellten Ventilen lassen sich auch andere Anwendungen in der Fluidik realisieren. So sind zum Beispiel, durch geringe Veränderungen an den Kunststoffkomponenten, Pumpen oder auch Proportionalventile relativ einfach zu realisieren. Ebenso sind druckkompensierte Ventile möglich, deren Druckbereich bis zu 20000 hPa betragen kann. Dieser Druck wird durch den Innendurchmesser des Ventilsitz von 400 μm und die maximal zulässige Randspannung der NiTi-Legierung von 65 MPa begrenzt. Bei Ventilen dieser Druckklasse besteht ein Entwicklungsbedarf bei der Anschlußtechnik der Ventile, da gängige Anschlußtechniken mit Kunststoffschläuchen hier versagen.

Membranaktoren mit FGL-Bauteilen aus gesputterten Filmen werden durch ein Gold-Opferschicht-Verfahren hergestellt. Die Verwendung eines Prozeßsubstrates mit anschließender Abhebetechnik ermöglicht erstmals die notwendige Wärmebehandlung zur Konditionierung der Filme, ohne in der Auswahl des Aktorsubstrates auf thermisch stabile Materialien angewiesen zu sein. Mit einem Membranaktor, der aus einer PMMA-Grundplatte, einer Polyimidmembran mit 2 mm Durchmesser und dem FGL-Bauteil besteht wird die technische Realisierbarkeit des Verfahren belegt. Bei einer auf die Membran wirkenden Druckdifferenz von 200 hPa und einer Heizleistung von 60 mW wird ein Relativhub von 40 μm erreicht. Dieser Hub übertrifft die Spezifikationen bisheriger Membranaktoren bei ähnlicher Baugröße, Druckdifferenz und Leistungsaufnahme. Durch die geringe Aktormasse, und das große Oberflächen zu Volumen Verhältnis sind schnelle Abkühlzeiten zu erwarten, die für schnelle Ansprechzeiten der Aktoren notwendig sind.

Aufgrund der gewonnenen Erkenntnisse über den Herstellungsprozeß, die physikalischen Eigenschaften von FGL-Bauteilen und die erzielten Ventilspezifikationen ergeben sich weitere Fragestellungen:

- Die in der Arbeit verwendeten Materialien sind alle aufgrund ihrer Strukturierbarkeit, den mechanischen Eigenschaften und den Transformationstemperaturen für die Mikrosystemtechnik geeignet. Sie können jedoch nur unterhalb von etwa 20-40 °C effektiv eingesetzt werden. Da für viele Anwendungen Nutzungstemperaturen von 70-150 °C notwendig sind, ist die Entwicklung von Folien und Filmen mit entsprechend hohen Transformationstemperaturen wünschenswert.
- Bei der zweistufigen Transformation wurde bei gewalzten Folien eine Texturabhängigkeit des FG-Effektes beobachtet. [28] Bei der einstufigen R-Phasen Transformation konnte allerdings hier bei der gleichen Folie im untersuchten Spannungs- und Dehnungsbereich $<65 \text{ MPa}$, $<0,5$

% keine Texturabhängigkeit festgestellt werden. Es sollte daher untersucht werden, ob bei höheren Spannungen eine Texturabhängigkeit auftritt und warum bei geringen Spannungen dieser Effekt nicht zu beobachten ist.

- Die schmale Hysterese der R-Phasen Transformation, die sowohl bei gewalzten Folien als auch bei gesputterten Filmen beobachtet wird, könnte zum Regeln der Auslenkung durch Messen des Widerstandes genutzt werden. Die Genauigkeit dieser Regelung ist ein wichtiges Kriterium für den Einsatzbereich der R-Phasen Transformation und sollte anhand eines Positionierungsaktors untersucht werden. Die prognostizierten hohen Zyklenzahlen dieser Transformation bei spannungsoptimierten FGL-Bauteilen sollten in Langzeitversuchen überprüft werden, da gerade die Lebensdauer ein wichtiger Gesichtspunkt bei der Überführung der Prototypen in die industrielle Anwendung ist.
- Bei der Mikrostrukturierung gewalzter Folien durch das Laserschneiden ist die Frage der Gratbildung noch nicht abschließend geklärt. Kann der Schneidprozeß hin zu gratfreien Strukturen weiterentwickelt werden, so stellt dies eine entscheidende Qualitätsverbesserung dar. Sie erübrigt dann den notwendigen chemischen Entgratungsprozeß und vereinfacht somit wesentlich die Fertigung.
- Neben der Strukturierung von Halbzeugen wie Folien und Filmen ist eine mögliche galvanische Abscheidung von FG-Legierungen sehr interessant. Bei anderen Legierungen wie zum Beispiel aus Eisen und Nickel konnten bereits durch galvanische Abscheidung mikromechanische Strukturen für elektromagnetische Antriebe realisiert werden. Wird die galvanische Abscheidung von FG-Legierungen möglich, so können zum Beispiel über das LIGA-Verfahren in monolithischer Integration Mikrostrukturen großer Dicke mit FG-Effekt hergestellt werden.

Mit den hier vorgestellten Prototypen der Mikroaktoren kann die wirtschaftliche Herstellung, Miniaturisierbarkeit und Multifunktionalität von mikrostrukturierten Bauteilen aus gewalzter FGL-Folie und gesputtertem Film belegt werden. Vielversprechende Anwendungen sind Schalt- und Positionierelemente. Eine besonders hervorzuhebende mögliche Anwendung wäre ein monolithisch aufgebauter Mikrogreifer zur Montage von Mikroelektronischen, -optischen und -mechanischen Bauteilen.

Gerade durch die mögliche Realisierung hoher Stellwege und Kräfte bei beliebigem Stellwegverlauf und kompakter Bauform werden in Zukunft FGL-Mikroaktoren in bestehende Anwendungsgebiete vordringen und auch neue Gebiete erschließen. Die Multifunktionalität von FGL-Bauteilen hat in der Makrotechnik bereits in einer ganzen Reihe von Anwendungen zum Ersetzen von "klassischen" Antriebselementen wie Bi-Metallen und schwellenden Polymeren geführt. Die Miniaturisierbarkeit der gewalzten FGL-Folien und Filme wird diese Entwicklung auf die Feinwerktechnik und Mikrostrukturtechnik ausweiten. Gerade auch die Entwicklung der Lasertechnik, die in den letzten Jahren zu kostengünstigen Schneidanlagen geführt hat, ermöglicht die Fertigung von kompakten FGL-Bauteilen aus gewalzter Folie zu marktfähigen Preisen.

7 Anhang

7.1 Herleitungen und Berechnungen

7.1.1 Herleitung des Biegemoments der Streckenlast

Der Druck auf ein Kreissegment bewirkt eine Streckenlast $q(\xi)$:

$$q(\xi) = q_0 \cdot \left(1 - \frac{\xi}{r}\right)$$

Dabei berechnet sich die maximale Streckenlast q_0 aus der Länge des Bogens $2\pi r/n$ an der Einspannstelle des Balkens und dem anliegenden Druck p . n ist die Anzahl der Biegebalken.

$$q_0 = p \cdot \frac{2\pi r}{n}$$

Das aus der Streckenlast resultierende Biegemoment $M_{bs}(x)$ ist

$$M_{bs}(x) = \int_x^l q(\xi) \cdot (\xi - x) d\xi.$$

Das Auflösen des bestimmten Integrals ergibt die Gleichung des Biegemomentes.

$$M_{bs}(x) = \int_x^l q_0 \cdot \left(1 - \frac{\xi}{r}\right) \cdot (\xi - x) d\xi$$

$$M_{bs}(x) = q_0 \int_x^l \xi - x - \frac{\xi^2}{r} + \frac{x\xi}{r} d\xi$$

$$M_{bs}(x) = q_0 \left[\frac{\xi^2}{2} - x\xi - \frac{\xi^3}{3r} + \frac{x\xi^2}{2r} \right]_x^l$$

$$M_{bs}(x) = q_0 \cdot \left[\frac{l^2}{2} - xl - \frac{l^3}{3r} + \frac{xl^2}{2r} - \frac{x^2}{2} + x^2 - \frac{x^3}{3r} + \frac{x^3}{2r} \right]$$

$$M_{bs}(x) = q_0 \cdot \left[\left(\frac{1}{2} - \frac{l}{3r} \right) l^2 - \left(l - \frac{l^2}{2r} \right) x + \frac{x^2}{2} - \frac{x^3}{6r} \right]$$

$$M_{bs}(x) = \frac{q_0 \cdot r^2}{6} \cdot \left[\left(3 - 2 \frac{l}{r} \right) \cdot \left(\frac{l}{r} \right)^2 - \left(6 \frac{l}{r} - 3 \left(\frac{l}{r} \right)^2 \right) \frac{x}{r} + 3 \cdot \left(\frac{x}{r} \right)^2 - 1 \cdot \left(\frac{x}{r} \right)^3 \right]$$

7.1.2 Herleitung der Biegelinie von spannungsoptimierten Balken

Die Krümmung der Biegelinie $\rho(x)$ bestimmt sich mit der Bernoulli-Hypothese aus der Differenzialgleichung

$$\frac{1}{\rho(x)} = \frac{s''(x)}{\left(1 + s'^2(x)\right)^{3/2}} = \frac{-Mb(x)}{E \cdot I_y(x)}.$$

Mit dem Flächenträgheitsmoment $I_y(x)$

$$I_y(x) = \frac{w(x) \cdot h^3}{12}$$

und der Balkenbreite eines spannungsoptimierten Balkens

$$w(x) = \frac{Mb(x) \cdot 6}{\sigma_R \cdot h^2}$$

ergibt sich die Krümmung zu

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho(x)} &= -\frac{Mb(x) \cdot 12}{E \cdot w(x) \cdot h^3} \\ \frac{1}{\rho(x)} &= -\frac{Mb(x) \cdot 12}{E \cdot \frac{Mb(x) \cdot 6}{\sigma_R \cdot h^2} \cdot h^3} \\ \frac{1}{\rho(x)} &= -\frac{2 \cdot \sigma_R}{E \cdot h}. \end{aligned}$$

Für sehr kleine Neigungen $|s'(x)| \ll 1$ kann die Biegelinie eines Elementes mit der variablen Balkenbreite $w(x)$ aus der folgenden Differenzialgleichung bestimmt werden.

$$\begin{aligned} s''(x) &= \frac{-Mb(x)}{E \cdot I_y(x)} \\ s''(x) &= -\frac{2 \cdot \sigma_R}{E \cdot h} \\ s(x) &= \int \left[-\int \frac{2 \cdot \sigma_R}{E \cdot h} dx + C_1 \right] dx + C_2 \\ s(x) &= -\frac{\sigma_R}{E \cdot h} \cdot x^2 + C_1 x + C_2 \end{aligned}$$

Mit den Randbedingungen für einen einseitig gerade eingespannten Balken ergeben sich die Konstanten C_1 und C_2 zu Null, und die Gleichung der Biegelinie von spannungsoptimierten Balken ist:

$$s(x) = -\frac{\sigma_R}{E \cdot h} \cdot x^2 \quad x \in \{0 \leq x \leq l\}$$

7.1.3 CABRERA-Gleichung

$$P_{MEM} = \frac{4 \cdot h_{MEM} \cdot D}{S_{MEM}^2} \cdot \left(\sigma_0 + \frac{2}{3} \cdot \frac{E_{poly}}{1 - \nu} \cdot \left(\frac{D}{S_{MEM}} \right)^4 \right)$$

Membrandicke	h_{MEM}	3 μm
Membrandurchmesser	D	2000 μm (Anpassung 300 μm)
Membranvaspannung	σ_0	24 MPa *
E-Modul des Polyimides	E_{poly}	6,7 GPa *
Querkontraktionszahl	ν	0.31
Membranauslenkung	s_{MEM}	

* Die Materialwerte werden aus einer Messung der Auslenkung der freien Membran (XU 408) bestimmt.

7.1.4 Ersatz-E-Modul von NiTi-50 at. %

Der Ersatz-E-Modul lässt sich aus der gemessenen Spannungs-Dehnungs-Kennlinie, die in Abbildung 4.14 gezeigt ist, mit der folgenden Gleichung darstellen:

$$E_m^* = E_r \cdot 1,14 \cdot \left(\frac{\sigma_{\max}}{\text{MPa}} \cdot \frac{p_{FGL}}{p_{opti}} \right)^{0,74} \quad \text{für } p_{FGL} \in \{ 0 \leq p_{FGL} \leq 2000 \text{ hPa} \}$$

Differenzdruck, für den das FGL-Bauteil optimiert wurde	p_{opti}	1200 hPa
realer Differenzdruck, der auf das FGL-Bauteil wirkt	p_{FGL}	
maximal zulässige Randspannung	σ_{max}	65 MPa
E-Modul bei Raumtemperatur	E_r	21 GPa

7.1.5 Aufheizzeit der Ventile

$$t_c = \frac{m \cdot (c_p \cdot \Delta T(p) + Q_t) + W(p)}{P_{el} - P_{conv}(p) - P_{cond}}$$

Masse des FGL-Bauteiles	m	14 mg
-------------------------	-----	-------

spezifische Wärmekapazität	cp	0,45 J/gK
spezifische Transformationsenergie	Q_t	4,5 J/g
konduktiver Kühlanteil	P_{cond}	50 mW
Differenz zwischen Raumtemperatur und Transformationstemperatur	$\Delta T(p)$	
Hubarbeit	$W(p)$	
konvektiver Kühlanteil	$P_{conv}(p)$	
Druckdifferenz	p	
elektrische Heizleistung	P_{el}	

Die Temperaturdifferenz bestimmt sich aus Transformationstemperatur, der druckabhängigen Verschiebung der Transformationstemperatur und der Raumtemperatur T_u .

$$\Delta T(p) = Af + \frac{1K}{5 \cdot 10^6 Pa} \cdot \frac{\sigma_R}{\rho \cdot \rho_{opti}} \cdot p - T_u$$

Die Hubarbeit bestimmt sich aus dem Produkt von Druck und Hubvolumen. Das Hubvolumen wird aus dem Volumen von Kegeln angenähert.

$$W(p) = p \cdot \left(\frac{\pi r^2}{3} \cdot Hub(p) \right)$$

Der druckabhängige Hub kann aus den Meßergebnissen, die in Abbildung 5.19b) dargestellt sind, durch eine lineare Regression bestimmt werden.

$$Hub(p) = 88.9 \mu m \cdot \frac{p}{10^5 Pa} - 30 \mu m$$

Der druckabhängige konvektive Kühlanteil kann linear an die Messergebnisse, die in Abbildung 5.19b) dargestellt sind, angeglichen werden.

$$P_{conv}(p) = 0.15 W \cdot \frac{p}{10^5 Pa}$$

7.2 Technische Zeichnungen

7.2.1 Laserschnittpläne

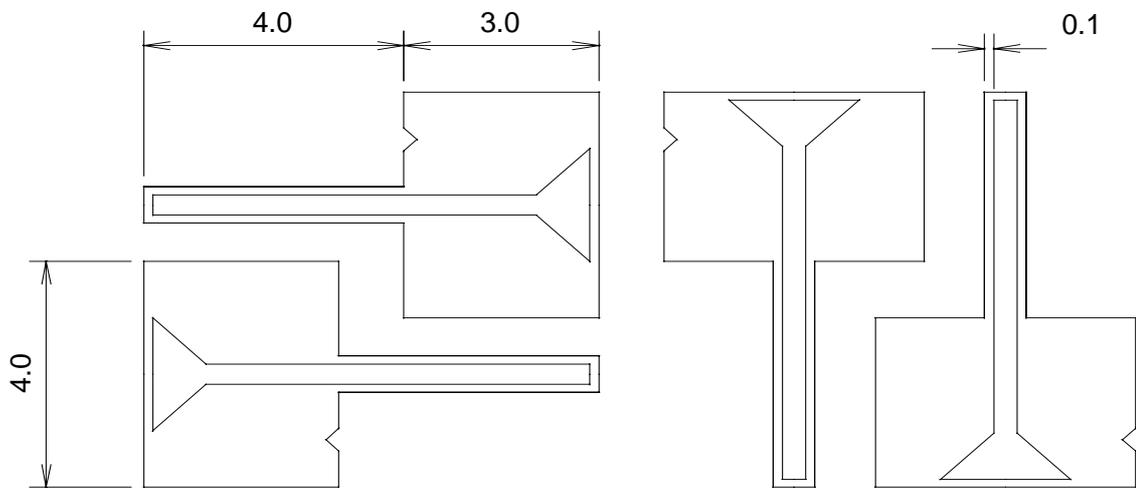


Abbildung 7.1: Laserschnittplan für Doppelbiegebalken. Die Stützstege werden kurz vor der Montage manuell aufgetrennt.

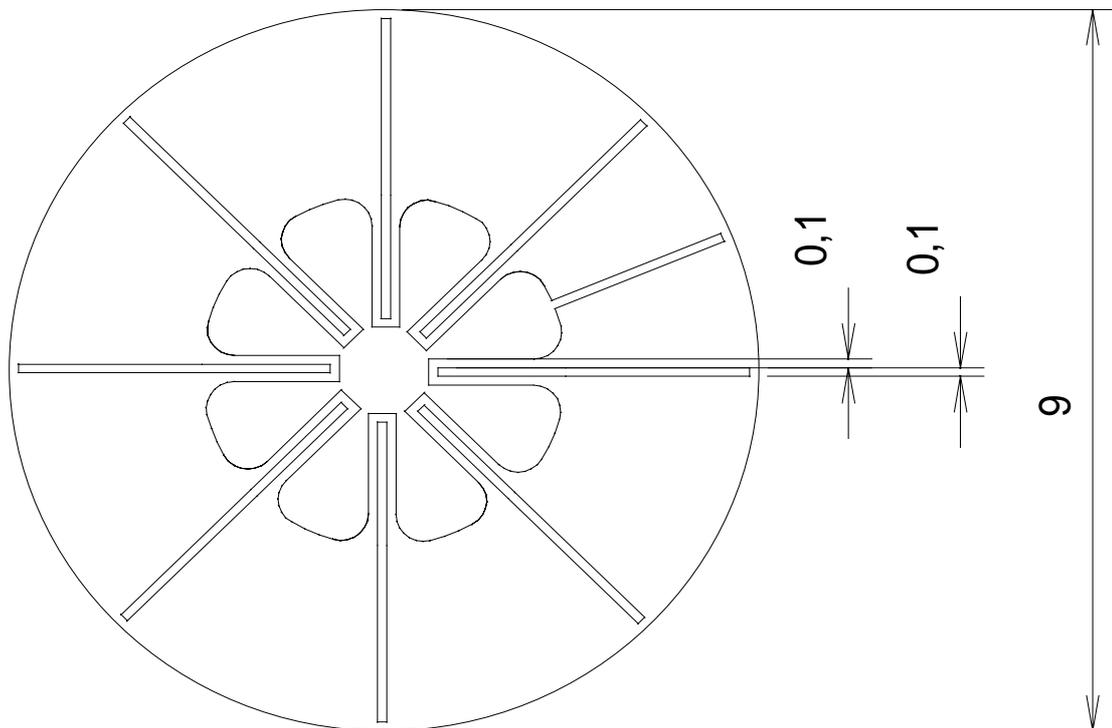


Abbildung 7.2: Laserschnittplan für FGL-Bauteil mit parallelen Biegebalken. Die Stützstege werden kurz vor der Montage manuell aufgetrennt.

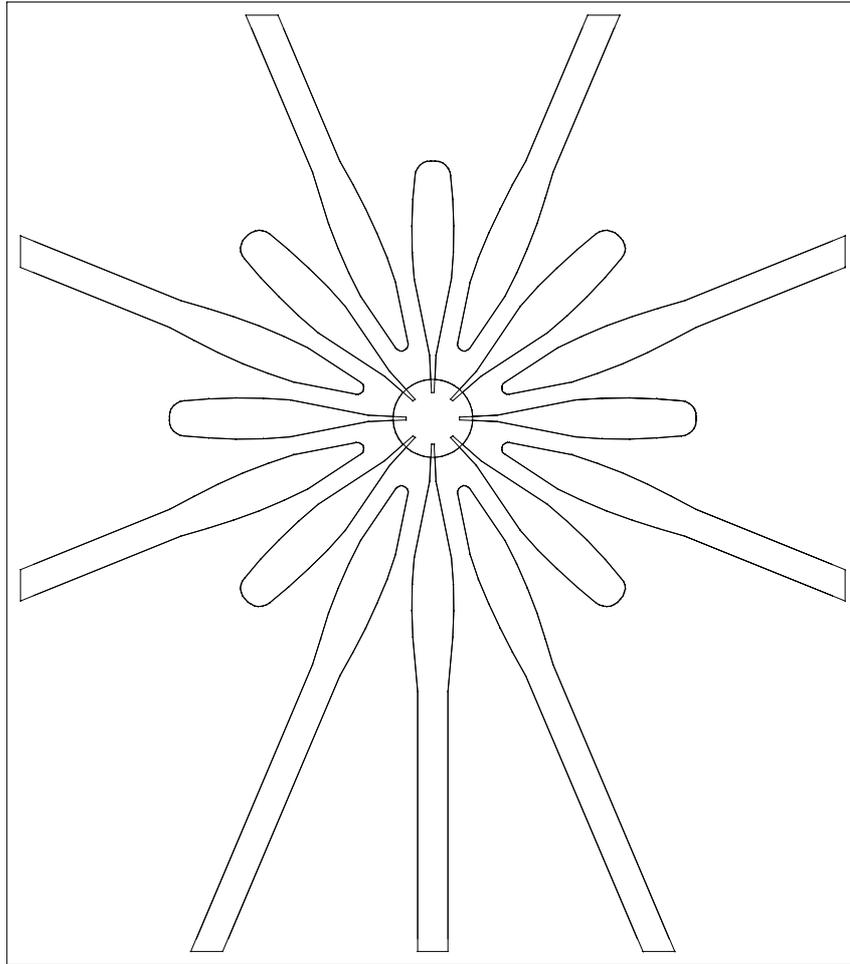


Abbildung 7.3: Laserschnittplan für FGL-Bauteil mit spannungsoptimierten Biegebalken. Radienkorrektur des Lasers (40 μ m) ist in der Zeichnung enthalten. Die laterale Abmessung ist 6,5x7,5 mm². Optimierungsparameter: $p_{opti}=1200$ hPa, $h=100$ μ m, $\sigma_R=65$ MPa. Die Stützstege werden kurz vor der Montage manuell aufgetrennt.

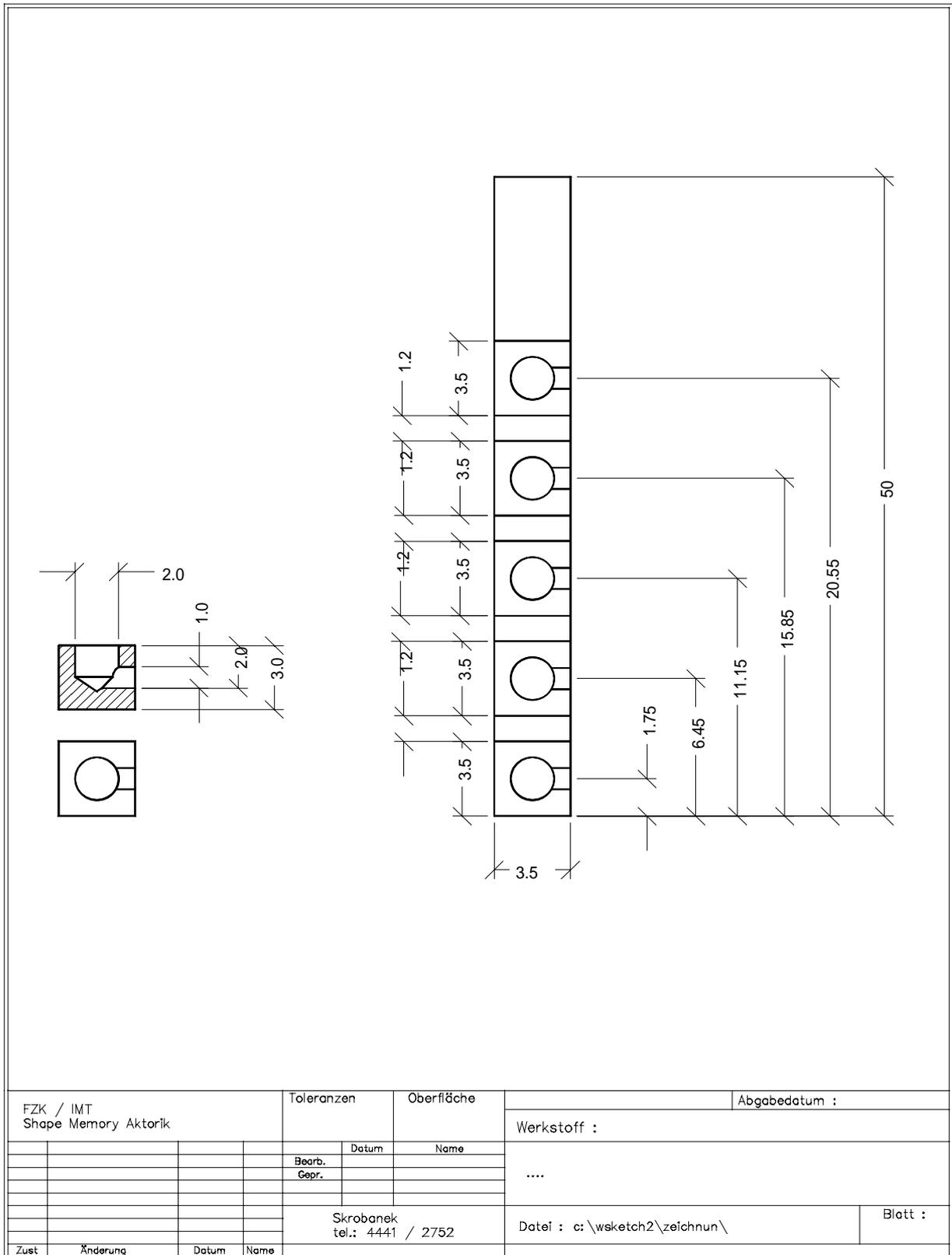


Abbildung 7.5: 5er Nutzen von Substraten für Ventile mit einem Membrandurchmesser von 2mm.

7.2.3 Ätzworlagen

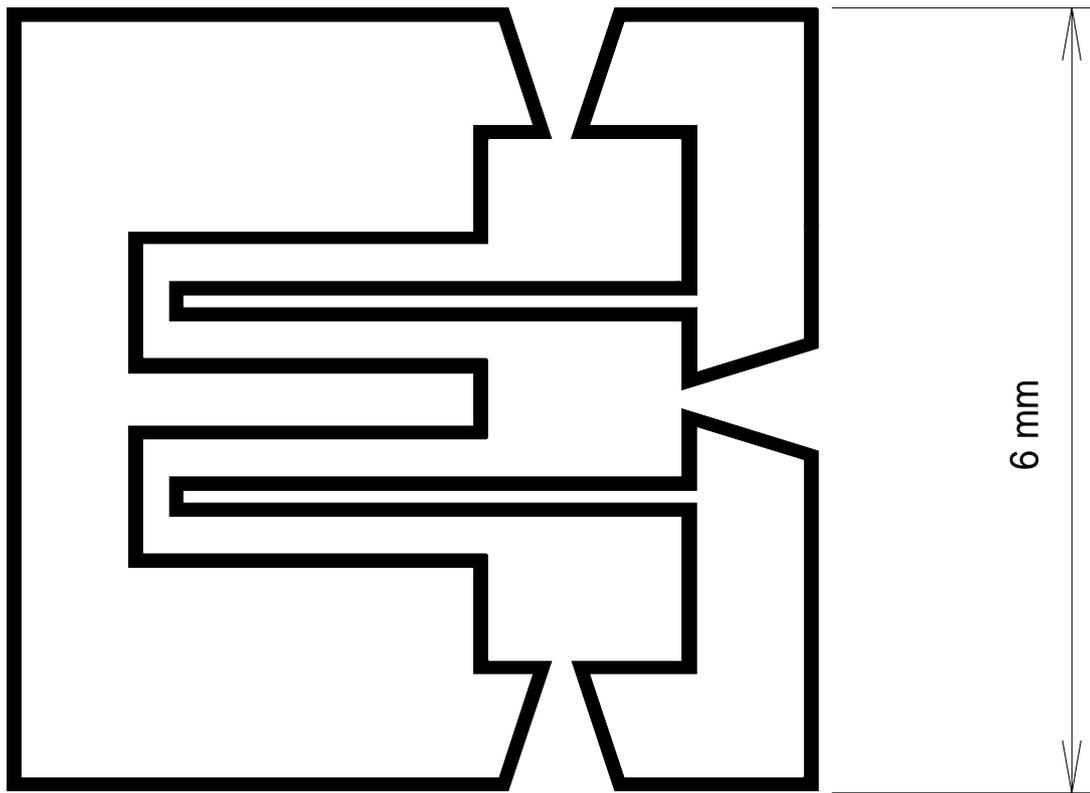


Abbildung 7.6: Ätzworlage für zwei Doppelbiegebalken

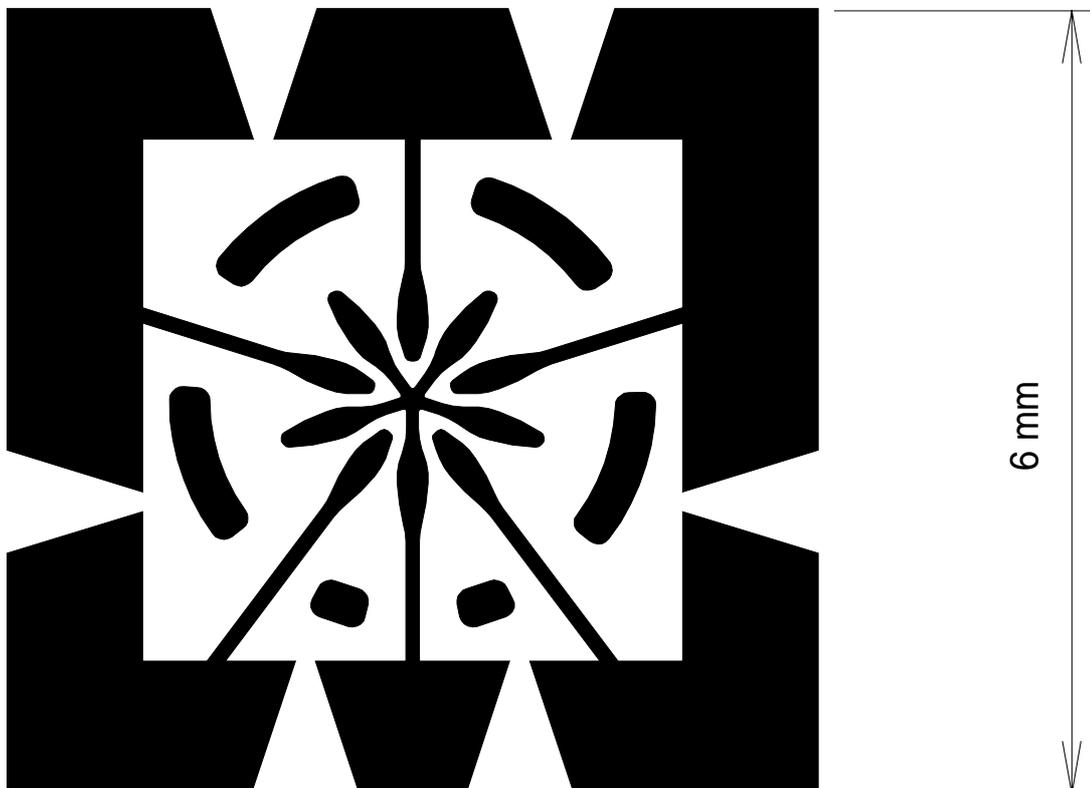


Abbildung 7.7: Ätzworlage für FGL-Film von 8 µm Dicke für einen Membranaktor mit einem Durchmesser von 2 mm.

7.3 Publikationsliste

Die im folgenden aufgeführten Veröffentlichungen sind in Zusammenhang mit dieser Arbeit entstanden:

M. Kohl, K.D. Skrobanek, E. Quandt, P. Schloßmacher, A. Schüßler and D. Allen, Development of Microactuators Based on the Shape Memory Effect, *Journal de Physique IV*, pp. C81187-1192, 1995.

M. Kohl, K.D. Skrobanek, Mikroaktoren aus Formgedächtnislegierungen, 2. *Statuskolloquium des PMT*, Forschungszentrum Karlsruhe, FZKA 5670, S. 193, 1995.

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*, A53, pp. 434-439, 1996.

K.D. Skrobanek, M. Kohl, S. Miyazaki, Stress-Optimised Shape Memory Microactuator, *Proc. of ICIM/ECSSM '96* Lyon, pp. 499-504, 1996.

M. Kohl, K.D. Skrobanek, A. Schüßler, M. Teschner, S. Miyazaki, Stress-Optimised Integrated Linear Actuators with Shape Memory Effect, *Proc. of ACTUATOR '96*, Bremen, pp. 366-369, 1996.

M. Kohl, K.D. Skrobanek, C.M. Goh, D.M. Allen, Mechanical Characterisation of Shape Memory Micromaterials, *SPIE Micromachining and Microfabrication '96*, Austin, USA, SPIE Vol. 2880, pp. 108-117, 1996.

K.D. Skrobanek, M. Kohl, S. Miyazaki, Stress-Optimised Shape Memory Microvalves, *Proc. of MEMS '97*, Nagoja, Japan, pp. 256-261, 1997.

K.D. Skrobanek, M. Kohl, S. Miyazaki, Stress-Optimised Shape Memory Microdevices for the Use in Microvalves, *Journal de Physique IV*, pp. C5 597-602, 1997.

M. Kohl, K.D. Skrobanek, Linear microactuators based on the shape memory effect, *Proc. of TRANSDUCERS '97*, Chicago, USA, 3A2.04, pp. 785-788, 1997.

M. Kohl, K.D. Skrobanek, S. Miyazaki, Stress-Optimised Shape Memory Microvalves, to be published in *Sensors and Actuators*.

Gebrauchsmuster, Nr. 29606249.9, „Spiralfeder aus einer Formgedächtnislegierung“, Erfinder: M. Kohl, K.D. Skrobanek, 04.04.1996.

Gebrauchsmuster, Nr. 29613521.6, „Mikroventil“, Erfinder: M. Kohl, K.D. Skrobanek, 05.08.1996.

Gebrauchsmuster, Nr. 29615678.7, „Mikrooptischer Schalter“, Erfinder: M. Kohl, K.D. Skrobanek, 09.09.1996.

8 Literaturverzeichnis

- [1] A. Heuberger, Hrsg., "Mikromechanik", Springer-Verlag Berlin, 1989.
- [2] W. Menz und P. Bley, "Mikrosystemtechnik für Ingenieure", VCH Verlagsgesellschaft GmbH, Weinheim, 1993.
- [3] N.N., Memory-Werkstoffe im Hubble-Weltraum-Teleskop, Werkstoffe & Konstruktion, Vol.4, Nr.2, (1990), s. 148.
- [4] Furukawa NT Alloys, 2-4-3, Okano, Nishiku, Yokohama, 220 Japan.
- [5] Persönliche Mitteilung: M. Martin, Martin Armaturen Technik GmbH, Stellerstr. 94, 30916 Isernhagen, Deutschland.
- [6] D. Stöckel, Metall, 47. Jahrgang, Heft 8, (1993), 728-733.
- [7] A.D. Johnson, Journal of Micromech. Microeng., 1,(1991), 34-41.
- [8] K. Kuribayashi, M. Yoshitake and S. Ogawa, IEEE Vol. 2832,(1990), 217-221.
- [9] J. Franz, H. Baumann and H.P. Trah, Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 29-32.
- [10] E. Hornbogen und H. Warlimont, "Aufbau u. Eigenschaften von Metallen", Springer Verlag Berlin, ISBN 3-540-52890-3, 1991.
- [11] E. Hornbogen, in "Legierungen mit Formgedächtnis", Expert Verlag Esslingen, Hrsg. D.Stöckel, 1988.
- [12] C.M. Jackson, H.J. Wagner and R.J. Wasilewski, NASA Report, NASA-5110, Washington, D.C., USA,1972.
- [13] C.M. Wayman and T.W. Duerig, in " Engineering aspects of shape memory allows", Edt. T.W. Duerig et al., Butterworth-Heinemann Ltd, Great Britain, (1990), 3-21.
- [14] W.Yu, in "Thermal Analysis in Metallurgy", Edt. R.D. Shull and A. Joshi, The Minerals Metals & Materials Society, 1992.
- [15] K.N. Melton in "Engineering aspects of shape memory allows", Edt. T.W. Duerig et al., Butterworth-Heinemann Ltd, Great Britain, (1990), 21-36.
- [16] "Legierungen mit Formgedächtnis", Hrsg. D. Stöckel, Expertverlag Esslingen, 1988.
- [17] D. Treppmann, VDI Fortschritt-Bericht, Reihe 5, Nr.462, ISBN 3-18-346205-2, VDI Verlag Düsseldorf, 1996.
- [18] Firmenschrift Raychem Inc., Menlo Park, California, USA,1993.

-
- [19] G.B. Stachowiak and P.G. McGormick, *Acta Metallurgica*, Vol36. No.2, (1988), 291-297.
- [20] S. Miyazaki and K.Otsuka, *ISIJ Interational*, Vol.29, No.5, (1989) , 353-377.
- [21] S. Miyazaki, in "Engineering aspects of shape memory allows", Edt. T.W. Duerig et al., Butterworth-Heinemann Ltd, Great Britain, (1990), 394-413.
- [22] R. Robin, *Proc. of Actuator'94*, Bremen, Germany, (1994), 386-389.
- [23] K. Nomura and S. Miyazaki, *Smart Materials*, SPIE Vol.2441, (1995) , 149-155.
- [24] K. Otsuka, in "Engineering aspects of shape memory allows", Edt. T.W. Duerig et al., Butterworth-Heinemann Ltd, Great Britain, (1990), 36-45.
- [25] "Pearson's Handbook of Crystallographic Data for Intermetallic Phase", Edt.. P.Villers and L.D. Calventill, *ASM interational*, 1991, p. 4714.
- [26] Y. Kudoh and M.Tokanami, *Acta Metallurgica*, Vol. 33, (1985), 2049-2056.
- [27] SMA Inc., 2380 Owen Street, Santa Clara, CA 95054, USA
- [28] S. Miyazaki, University of Tzukuba, Inst. of Materials Science, Ibaraki305, Japan.
- [29] H.J. Güntherodt, "Metallic Glasses", *Festkörperprobleme XVII*, Hrsg. J. Treusch, Vieweg Verlag Braunschweig, 1977.
- [30] P. Donner, *VDI-Fortschritt-Bericht*, Reihe 5, Nr. 259, ISBN 3-18-145905-4, VDI-Verlag Düsseldorf, 1992.
- [31] E. Quandt, C. Halene, H. Holleck, et al., *Sensors and Actuators*, A53, 434-439, 1996.
- [32] S. Miyasaki, and A. Ishid, *Materials Transactions, JIM*, Vol.35, No.1, (1994), 14-19.
- [33] K. Kuribayashi, T. Taniguchi, M. Yoshitake and S. Ogawa, *Proc. of ICIM'92*, Kanagawa, Japan, (1992) , 253-257.
- [34] J.A. Walker, K.J. Gabriel, and M. Mehregany, *Sensors and Actuators*, A21-A23, (1990), 243-246.
- [35] K. Kuribayashi, *Sensors and Actuators*, 20 (1989), 57-64.
- [36] A. Ishida, A. Takei and S. Miyazaki, *Thin Solid Films*, 228 (1993), 210-214.
- [37] S. Miyasaki, K. Nomura, and He Zhirong, *Proc. of the 1st Int. Conf. on Shape Memory and Superelastic Techn.*, Pacific Grove, California, USA, (1994) , 19-24.
- [38] H. Holleck, S. Kirchner, E. Quandt and P. Schloßmacher, *Proc. of Actuator'94*, Bremen, Germany, (1994), 361-364.

-
- [39] M. Kohl, E. Quandt, A. Schüßler, et al., Proc. of Actuator 94, Bremen, Germany, (1994), 317-320.
- [40] Q. Su, S.Z. Hua and M. Wuttig, Trans. Mat. Res. Soc. Jpn., Vol. 18B, (1994), 1057-1060.
- [41] Q. Su, S.Z. Hua and M. Wuttig, J. of Alloys and Compounds, 211/212, (1994), 460-463.
- [42] D. Honma, Y. Miwa and N. Iguchi, in "Integrated Micro-Motion Systems", Edt. F. Harashima, Elsevier Amsterdam, 1990.
- [43] M. Bergamasco, P. Dario and F. Salsedo, Sensors and Actuators, A21-A23 (1990), 253-257.
- [44] J. Hesselbach, R. Pittschellis and H. Stork, Proc. of Actuator'94, Bremen, Germany, (1994), 337-340.
- [45] P. Dario, R. Valleggi, M. Pardini and A. Sabatini, IEEE Vol. 2957, (1991), 171-175.
- [46] Chemische Analyse Nr.32/92, FZK, Institut f. Materialforschung 1, 1992.
- [47] Chemische Analyse Nr.854/97, FZK, Institut f. Materialforschung 1, 1997.
- [48] E. Quandt, Institut f. Materialforschung I, Forschungszentrum Karlsruhe, Postf. 3640, 76021 Karlsruhe.
- [49] Persönliche Mitteilung P. Schloßmacher, Institut f. Materialforschung I, Forschungszentrum Karlsruhe, Postf. 3640, 76021 Karlsruhe.
- [50] T. Haas, Wissenschaftliche Berichte, Nr. FZKA 5709, Forschungszentrum Karlsruhe, 1996.
- [51] D. Allen, Cranfield University, Bedford MK43 OAL, United Kingdom.
- [52] W. Rapp, Institut für Angewandte Thermo- und Fluidynamik, Forschungszentrum Karlsruhe, Postf. 3640, 76021 Karlsruhe.
- [53] Persönliche Mitteilung: H. Besser, Institut f. Materialforschung I, Lasergruppe, Forschungszentrum Karlsruhe, Postf. 3640, 76021 Karlsruhe.
- [54] S. Miyazaki and K. Otsuka, Metall. Trans. A, Vol. 17A, (1986) 53-63.
- [55] K. Ikuta, M. Hayashi, T. Matsura and H. Fujishiro, Proc. of MEMS'94, Oiso, Japan, (1994), 355-360.
- [56] L.C. Brinson, Journal of Intelligent Material Systems and Structure, Vol. 4, (1993), 229-242.
- [57] Persönliche Mitteilung: M. Kohl, Institut für Mikrostrukturtechnik, Forschungszentrum Karlsruhe, Postf. 3640, 76021 Karlsruhe.

-
- [58] J. Hesselbach and M. Kristen, Proc. of Actuator'93, Bremen, Germany, (1993) , 85-91.
- [59] A. Pruski and H. Kihl, Sensors and Actuators A, 36, (1993) , 29-35.
- [60] K.Nomura, S. Miyazaki and A. Ishida, Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 417-420.
- [61] K. Kitamura, S. Miyazaki and M.Kohl, Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), P 69.
- [62] P.W. Barth, Proc. of Transducers'95 and Eurosensors IX, Stockholm, Sweden, (1995), 276-279.
- [63] R. Zengerle, S. Kluge, M. Richter and A. Richter, Proc. of MEMS'95, Amsterdam, The Netherlands, (1995), 19-24.
- [64] J. Döpfer, M. Clemens, W. Ehrfeld, et al., Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 37-40.
- [65] P. Dario, M.C. Carrozza, N. Croce and B.Magnani, Proc. of Actuator'94, Bremen, Germany, (1994), 42-45.
- [66] A. Olsson, P. Enoksson, G. Stemme and E. Stemme, Proc. of MEMS'96, Sant Diego, USA, (1996), 479-484.
- [67] M. Stehr, S. Messner and R. Zengerle, Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 61-64.
- [68] G. Temmel and T. Hermes, Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 57-60.
- [69] M. Shikida, K. Sato, K. Takeshita and S. Suzuki, Proc. of MEMS'96, Sant Diego, USA, (1996), 210-215.
- [70] B. Wagner, H.J. Quenzer, S. Hörschelmann, et al., Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 33-36.
- [71] J. Fahrenberg, D. Maas, W. Menz and W.Schomburg, Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996),71-74.
- [72] C. Vieider, O. Öhman and H. Elderstig, Proc. of Transducers'95, Stockholm, Schweden, (1995), 284-286.
- [73] D.Y. Sim, T. Kurabayashi and M. Esashi, Proc. of Transducers'95, Stockholm, Schweden, (1995), 280-283.
- [74] M.J. Zdeblick, R. Anderson, J. Jankowski, et al., Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 56-60.
- [75] B. Büstgens, W. Bacher, W. Bier, et al., Proc. of Actuator'94, Bremen, Germany, (1994), 86-90.

-
- [76] B. Büstgens, W. Bacher, W. Menz and W. Schomburg, Proc. of Actuator'96, Bremen, Germany, (1996), 128-131.
- [77] J.H. Babaei, R.S. Huang and C.Y. Kwok, Proc. of Actuator'94, Bremen, Germany, (1994), 34-37.
- [78] T. Lisec, S. Hoerschelmann, H.J. Quenzer and B. Wagner, Proc. of Actuator'94, Bremen, Germany, (1994), 30-33.
- [79] M. Freygang, H. Glosch, H. Haffner and S. Messner, Proc. of Actuator 96, Bremen, Germany, (1996), 84-87.
- [80] A.D. Johnson and E.J. Shahoian, Proc. of MEMS'95, Amsterdam, Netherlands, (1995) , 216-220.
- [81] Persönliche Mitteilung: V. Martynov, TiNi Alloy Company, 1621 Neptune Drive, SanLeandro, CA 94577, USA.
- [82] J. Wittenburg, in "Hütte", 30. Auflage, Hrsg. Akad. Verein Hütte e.V., Springer Verlag, Berlin, 1996.
- [83] P.A. Besselink, Proc. of Actuator 96, Bremen, Germany, (1996), 421-424.
- [84] P. Meylers, W. van Moorlegham, M. Chandreskaran, Proc. of Actuator'94, Bremen, Germany, (1994), 329-332.
- [85] J.W. Beams, Proc. of Structures an Properties of Thin Films, J. Wiley Sons Inc., New York, edt. C.A. Neuberger et al. 1959.
- [86] S.K. Satira, S.M. Shapiro, et al., Phys.Rev. B. 29, 6031, (1984)
- [87] U.S. Patend #5,325,880, Jul. 5, (1994).
- [88] Q. Su, S.Z. Hua and M. Wuttig, Proc. of MRS-ICAM-93, Tokyo, Japan, (1993).
- [89] T. Kim, Quanmin Su and M. Wuttig, Mat. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 360, (1995), 375-380.
- [90] A.P. Lee, D.R. Ciarlo, P.A. Krulevitch, et al., Proc. of Transducers'95, Stockholm, Schweden, (1995), 368-371.
- [91] Li Hou, T.J. Pence and D.S. Grummon, Mat. Res. Soc. Symp. Proc. Vol. 360, (1995), 369-374.
- [92] J. Van Humbeeck, D. Reynaerts and R.Stalmans, Proc. of Actuator'94, Bremen, Germany, (1994) , 312-316.
- [93] H. Janocha, in "Aktoren", SpringerVerlag, Hrsg. H. Janocha, Berlin 1992.